



Forskning i aeroelasticitet EFP-2000

Aagaard Madsen, H.

Publication date:
2001

Document Version
Publisher's PDF, also known as Version of record

[Link back to DTU Orbit](#)

Citation (APA):
Aagaard Madsen, H. (Ed.) (2001). *Forskning i aeroelasticitet EFP-2000*. Denmark. Forskningscenter Risoe. Risoe-R Vol. 1272(DA)

General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal

If you believe that this document breaches copyright please contact us providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

Forskning i Aeroelasticitet EFP-2000

Redigeret af Helge Aagaard Madsen

Resumé

I rapporten præsenteres hovedresultaterne fra ”Program for forskning i aeroelasticitet EFP-2000”, gennemført i et samarbejde mellem Risø, DTU og vindmølleindustrien. Projektet dækker perioden 2000-2001 af det løbende fem-års forskningsprogram i aeroelasticitet startet i 1997, og det er således den 4. 1-årsperiode, der rapporteres for.

Projektet har i den nævnte periode haft følgende delmål:

- a. Status på 2D og 3D CFD beregninger.
- b. Implementering af forbedrede delmodeller for struktur og aerodynamik i FLEX4 og HAWC.
- c. Design af profilserie med høj maksimal opdrift til havvindmøller.
- d. Afklaring af potentialet for bestemmelse af dynamisk stabilitet.
- e. Usikkerhed ved opstilling af lastgrundlag.
- f. Retningslinier for optimeret bladdynamik.

Gennem projektførelsen er der opnået flere markante resultater, og det gælder især indenfor følgende tre hovedområder: 1) verifikation, udvikling og anvendelse af 2D og 3D CFD beregninger til profil- og rotorberegninger; 2) dynamisk stabilitet for en hel mølle; og 3) betydningen af ulinearitet ved store udbøjninger.

Udvikling af rotorberegninger med EllipSys3D har været et vigtigt indsatsområde lige siden starten af programmet i 1997, hvor de første resultater af en 3D beregning på en rotor blev præsenteret. Disse tidlige resultater viste klart den såkaldte 3D effekt på profildataene, ligesom mange andre grundlæggende forhold ved strømmingen kunne identificeres. Imidlertid er det først nu, at en egentlig verifikation har kunnet gennemføres på basis af omfattende vindtunnelmålinger, foretaget af NREL i USA på en 10 m rotor. Ved en blindtest på et udvalg af disse data gennemført i efteråret 2000 udviste rotorberegningerne med EllipSys3D ud af ca. 20 beregningsprogrammer klart den bedste overensstemmelse med målingerne. Det var et markant, internationalt gennembrud for 3D CFD rotorberegninger og en vigtig verifikation af EllipSys3D.

Med den fortsatte opskalering af møllerne og en udviklingstendens mod lettere konstruktioner er dynamisk stabilitet og ulinearitet ved store udbøjninger vigtige forskningssemner. Indenfor projektet er der udviklet en lille strukturel model, der gør det muligt at beregne en mølles egenfrekvenser under drift (Campbell diagram) indenfor få sekunder og et sådant diagram kan bl.a. indgå i analyse af dynamisk stabilitet.

En ny strukturmodel er udviklet for at kunne belyse betydningen af den ulinearitet, der bl.a. opstår, når konstruktionen belastes så meget, at den afviger betydeligt fra den udeformerede tilstand. Med den nye model kan de enkelte konstruktionsdele i møllen opdeles i flere substrukturer og dermed beskrive denne ulinearitet. Generelt viser modellen, at der er en væsentlig kobling mellem de forskellige svingningsformer. Et andet hovedresultat er, at vingens udbøjning i flappvis retning er mindre end ved beregning med en lineær model.

Ud over de nævnte hovedresultater er der opnået mange andre vigtige resultater indenfor projektet. Modelkomplekset for profildesign er videreudviklet og benyttet til at designe tre nye profiler med 18%, 24% og 30% tykkelse, specielt tilpasset havvindmøller. Sammenlignet med traditionelt anvendte NACA og FFA profiler har de nye profiler bedre egenskaber, bl.a. højere maksimum lift og mindre følsomhed overfor ruhed.

Forsidebillede viser iso-vorticity flade omkring lodret vindmøllevinge beregnet med DES – Jeppe Johansen og Niels Sørensen.

ISBN 87-550-2891-8

ISBN 87-550-2892-6 (Internet)

ISSN 0106-2840

Layout and Print: Pitney Bowes Management Services Danmark A/S, 2001

Indhold

Forord 5

1 Sammenfatning 7

- 1.1 Projektets hovedresultater 7
- 1.2 Referencer 10

2 Status på 2D CFD profilberegninger – *Franck Bertagnolio, Jeppe Johansen, Niels Sørensen, Peter Fuglsang* 11

- 2.1 Introduktion 11
- 2.2 Status for EllipSys2D 11
- 2.3 Profilkatalog 12
- 2.4 Konklusioner 13
- 2.5 Referencer 14

3 Detaljeret 3D CFD beregning med programmet EllipSys3D på National Renewable Energy Laboratory's (NREL) 10 m rotor – *Niels N. Sørensen og Jess A. Michelsen* 15

- 3.1 Introduktion 15
- 3.2 Eksperimentet 15
- 3.3 Navier-Stokes løser 16
- 3.5 Konklusion 26
- 3.6 Referencer 26

4 Forbedret beregningsmodel for vinger i stall – *Jeppe Johansen, Niels Sørensen* 27

- 4.1 Metode 28
- 4.2 Resultater 28
- 4.3 Konklusioner 33
- 4.4 Referencer 34

5 Indflydelse af radiære hastigheder på laster i Yaw – *Robert Mikkelsen, Jens N. Sørensen* 35

- 5.1 Introduktion 35
- 5.2 Aerodynamisk modellering og projektion af hastigheder 35
- 5.3 Resultater 38
- 5.4 Konklusion 40
- 5.5 Referencer 40

6 Yawberegning i HAWC – *Helge Aagaard Madsen, Christian Bak* 41

- 6.1 Introduktion 41
- 6.2 Yawberegning med HAWC-3D 41
- 6.3 Glauerts model for induktion i yaw 44
- 6.4 Sammenligning af Glauerts induktionsmodel i yaw med en 3D aktuator disk model med konstant belastning 47
- 6.5 Referencer 50

7 Design af profilserie – *Christian Bak, Peter Fuglsang* 51

7.1	Undersøgelse af eksisterende profile	51
7.2	Opstilling af ønskede egenskaber	53
7.3	Modeludvikling	53
7.4	Designfase og evaluering	54
7.5	Diskussion	59
7.6	Konklusion	60
7.7	Referencer	61
8	Målinger på translatorisk oscilerende NACA0015 profil – Mac Gaunaa	63
8.1	Introduktion	63
8.2	Forsøgsopstilling	63
8.3	Dataprocessering	64
8.4	Resultater	64
8.5	Konklusion	66
9	Mølledynamik og dynamisk stabilitet – Morten H. Hansen	67
9.1	Indledning	67
9.2	Møllemodel og metode	67
9.3	Modalanalyse	70
9.4	Fremtidens stabilitetsanalyseværktøj	74
9.5	Referencer	75
10	Ulineære effekter af store vingeudbøjninger – Erik Nim	77
10.1	Indledning	77
10.2	Generalisering af HAWC-metoden	77
10.3	Beregnings-eksempler for LM 36.8 vingen	79
10.4	Nogle generelle tendenser	86
10.5	Konklusion	86
10.6	Referencer	87
11	Usikkerhed ved opstilling af lastgrundlag – Gunner Larsen, Anders Melchior Hansen	89
11.1	Introduktion	89
11.2	Karakteristiske usikkerheder	89
11.3	Analysemetoden	93
11.4	Resultater	95
11.5	Konklusion	101
11.6	Referencer	102
12	Retningslinier for optimeret bladdynamik – Kenneth Thomsen, Peter Fuglsang, Flemming Rasmussen	103
12.1	Indledning	103
12.2	Stall-inducerede svingninger	103
12.3	Referencer	106
13	Samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet	107
13.1	Tidsskriftartikler	107
13.2	Konferenceindlæg/posters	107
13.3	Rapporter	108
13.4	Resultatblade	109
13.5	Foredrag	109

Forord

”Program for forskning i aeroelasticitet EFP-2000” er gennemført i et samarbejde mellem DTU og Risø samt vindmølleindustrien i perioden fra juli 2000 til juni 2001. Samarbejdet med vindmølleindustrien har fortsat været bestemmende for forskningen og er bl.a. forgået omkring definition af beregningseksempler, således at f.eks. strukturelle beregninger udføres på en moderne stor vinge. Herudover har der ligesom tidligere været et tæt samarbejde med industrien omkring løsning af aktuelle, grundlæggende problemstillinger, som typisk identificeres af industrien gennem deres egne målinger på forskellige møller.

Mange forskellige medarbejdere ved DTU og Risø har været involveret i projektarbejdet og dermed også bidraget til forskningsindsatsen, der ligger bag den aktuelle rapport. For at kunne referere til de forskellige dele af rapporten er det ligesom i tidligere projekter under det Aeroelastiske Forskningsprogram valgt at sætte forfatternavne på de enkelte kapitler. Det skal dog understreges, at rapporten ikke er en detaljeret rapportering for alt arbejdet indenfor projektet, og derfor vil det ikke være alle de personer, der har arbejdet på projektet, der specifikt står som forfatter på et kapitel.

På DTU er det følgende personer fra Institutet for Energiteknik, der har været involveret i projektet:

Stig Øye
Jens Nørkær Sørensen
Martin O.L. Hansen
Wen Zhong Shen
Robert Mikkelsen
Mac Gaunaa
Jess Michelsen

På Risø er det hovedsageligt medarbejderne i Programmet Aeroelastisk Design (AED), der har arbejdet på projektet:

Christian Bak	Franck Bertagnolio
Erik Nim	Peter Fuglsang
Jeppe Johansen	Gunner C. Larsen
Anders Melchior Hansen	Flemming Rasmussen
Niels N. Sørensen	Kenneth Thomsen
Torben J. Larsen	Morten H. Hansen
Helge Aagaard Madsen	

Rapporten starter med en sammenfatning, som har til formål at præsentere projektets hovedresultater samt at binde arbejdet indenfor forskellige områder sammen. Herefter præsenteres resultaterne indenfor de forskellige milepæle på en kortfattet form. For en mere uddybende behandling af emnerne henvises til referencerne til tidsskriftartikler, konferenceindlæg, resultatblade og rapporter. Endelig er der til slut i rapporten en samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet.

1 Sammenfatning

Projektet dækker perioden 2000-2001 af det løbende fem-års forskningsprogram i aeroelasticitet startet i 1997 og det er således den 4. 1-årsperiode, der rapporteres for. Det Aeroelastiske Forskningsprogram har som formål at forbedre design- og dimensioneringsgrundlaget for vindmøller samt at opnå en løbende proces omkring konceptudvikling og problemløsning i samarbejde med industrien. Programmet indeholder fem hovedområder; Vindforudsætninger, Aerodynamik og Aeroakustik, Strukturdynamik, Lastgrundlag og sikkerhed samt Design og Optimering. Det udgør et nationalt strategisk samarbejde mellem Risø, DTU og vindmølleindustrien med vægt på at opnå et passende forhold mellem langsigtet strategisk forskning, anvendt forskning og teknologisk udvikling.

Projektet har i den nævnte periode haft følgende delmål:

- a) Status på 2D og 3D CFD beregninger.
- b) Implementering af forbedrede delmodeller for struktur og aerodynamik i FLEX4 og HAWC.
- c) Design af profilserie med høj maksimal opdrift til havvindmøller.
- d) Afklaring af potentialet for bestemmelse af dynamisk stabilitet.
- e) Usikkerhed ved opstilling af lastgrundlag.
- f) Retningslinier for optimeret bladdynamik.

Indenfor bl.a. milepælene omkring profildesign og optimeret bladdynamik har industrien været inddraget ved definition af det specifikke projektindhold. Herudover har der ligesom tidligere været et direkte samarbejde med industrien om undersøgelse og løsning af konkrete problemstillinger, eksempelvis omkring effektkurveoptimering og ekstreme lasttilfælde. Disse mindre opgaver kan betragtes som katalysatorer for forskningen indenfor programmet. De nyeste prototypeværktøjer bliver afprøvet, og behovet for nye indsatsområder bliver klarlagt.

1.1 Projektets hovedresultater

Indenfor projektet er der opnået flere markante resultater, og det gælder især indenfor følgende tre hovedområder: 1) verifikation, udvikling og anvendelse af 2D og 3D CFD beregninger til profil- og rotorberegninger; 2) dynamisk stabilitet for en hel mølle; og 3) betydningen af ulinearitet ved store udbøjninger.

*markante resultater
indenfor tre
hovedområder*

1.1.1 CFD

Rotorberegninger med EllipSys3D blev allerede præsenteret i den første årsrapport for det Aeroelastiske program EFP-97 og er siden blevet udviklet betydeligt. Disse tidlige resultater viste klart den såkaldte 3D effekt på profildatene, ligesom mange andre grundlæggende forhold ved strømmingen kunne identificeres. Det var også klart på dette tidspunkt, at en detaljeret verifikation af beregningsresultaterne var nødvendig, da tilsvarende beregninger ikke var publiceret. Muligheden for en sådan verifikation opstod, da NREL i USA planlagde at gennemføre et stort vindtunnelforsøg med målinger på en 10 m rotor. Indenfor det Aeroelastiske program EFP-99 var én af milepælene derfor en serie af 3D CFD beregninger på denne rotor og sammenligning med måleresultater. Imidlertid

Risø/DTU 3D rotorberegninger bedst ud af ca. 20 deltagere ved international blindtest

blev måleprogrammet forsinket, men beregningerne blev gennemført og rapporteret som planlagt, [1-1].

NREL's målinger blev endelig gennemført i foråret 2000, og med ret kort varsel blev der i efteråret 2000 indbudt til en blindtest på et udvalg af målingerne. Ved offentliggørelsen af sammenligningsresultaterne på et møde i december 2000 viste det sig, at Risø/DTU's CFD beregninger med EllipSys3D blandt de ca. 20 deltagere viste klart den bedste overensstemmelse med målingerne. Ikke mindst var en stærk 3D effekt på denne rotor præcist modelleret. Det var et markant gennembrud for 3D CFD rotorberegninger og en særdeles vigtig verifikation af EllipSys3D, udviklet i et samarbejde mellem Risø og DTU. Siden denne offentliggørelse har der været stor presseinteresse omkring EllipSys3D og alle de fremtidsperspektiver, der ligger i at kunne gennemføre den type beregninger, bl.a. lavede DR2 indenfor serien "Viden Om" en udsendelse om emnet.

Også på andre områder er der opnået betydelige resultater inden for milepælen "Status på 2D og 3D CFD beregninger". Der er gennemført en detaljeret verifikation af 2D profilberegninger, som har resulteret i identifikation af designparametre for profiler, der kan være bestemmende for, om en 2D CFD beregning vil være behæftet med en lille eller stor usikkerhed. Denne identifikation kan også benyttes i designfasen, således at karakteristikken for nye profiler kan beregnes med en velkendt usikkerhed. De mange profilberegninger i forbindelse med verifikationen har også kunnet benyttes ved udarbejdelse af et profilkatalog, som indeholder detaljerede beregninger på de fleste af de profiler, der er relevante for vindmøller. Under EFP-2001 vil der blive arbejdet videre med profilkataloget m.h.b. på at gøre kataloget tilgængeligt på elektronisk form.

ny metode til beregning af separeret strømning giver lovende resultater

Et andet markant delresultat indenfor CFD er opnået ved beregning af strømninger med kraftig separation, som netop optræder på et profil i stall. Egentlig er det to velkendte teknikker til beregning af turbulente strømninger, Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) og Large Eddy Simulation (LES), der kombineres på en hensigtsmæssig måde. RANS benyttes for grænselaget tæt på profillet, medens LES benyttes i resten af strømningsfeltet inklusiv den separerede strømning bag et stallet profil. Beregningsresultater med den nye metode ser lovende ud, og det har bl.a. vist sig, at selv i en to-dimensionel profilstrømning bliver den separerede strømning bag et stallet profil tre-dimensionel.

1.1.2 Dynamisk stabilitet for en hel mølle

ny lille strukturmodel kan beregne et Campbell diagram indenfor få sekunder

Dynamisk stabilitet har været et vigtigt indsatsområde indenfor det Aeroelastiske Forskningsprogram siden starten under EFP-97. Forskellige emner er behandlet, bl.a. analyse af kantsvingninger under EFP-97, detaljeret analyse af bladdynamik under EFP-98 og fluttersvingninger, EFP-99. Indenfor det aktuelle projekt under EFP-2000 er der opnået et gennembrud m.h.t. hurtig beregning af egenfrekvenser for en vindmølle under drift (et såkaldt Campbell diagram) og de tilhørende egensvingningsformer. En lille, lineær strukturmodel med et begrænset antal frihedsgrader er udviklet og kan i løbet af få sekunder optegne et sådant diagram. Lignende diagrammer er tidligere opstillet ud fra en lang række tidssimuleringer med HAWC med en beregningstid på 15-20 timer.

Muligheden for at beregne og visualisere egensvingningsformerne under drift har givet et langt bedre grundlag for analyse af aerodynamisk dæmpning. Bl.a. har det belyst, hvorfor de to grundlæggende svingninger, der indgår i en kantsvingning, har ganske forskellig aerodynamisk dæmpning.

Den nye lille model har også banet vejen for udvikling af en mere komplet model, der baseres på HAWC. Da der indgår ikke lineære led i bevægelsesligningerne i HAWC er det nødvendigt at indføre en linearisering af disse led, og dette arbejde har været støttet af at have den lille model som sammenlignings-

grundlag. Den nye model har fået navnet HAWCModal og vil medtage de væsentligste frihedsgrader der er i en normal HAWC model.

1.1.3 Betydningen af ulinearitet i strukturmodel

Med den fortsatte opskalering af møllerne og en tendens mod mere fleksible konstruktioner er det vigtigt at kende betydningen af de tilnærmelser i strukturmodelleringen, der ligger i de anvendte aeroelastiske modeller, FLEX4 og HAWC. En almindelig antagelse er at regne med en lineær sammenhæng mellem belastning og deformation, som principielt kun gælder ved uendelig lille belastning.

Indenfor projektperioden er der arbejdet på at generalisere HAWC-metoden først og fremmest med henblik på at kunne tage højde for ulineære effekter af store vingeudbøjninger, men også for på længere sigt at få mulighed for en mere detaljeret modellering af nacellen.

I HAWC opsplittes møllen i en række substrukturer: vingerne, nacellen og tårnet. Koblingen mellem substrukturene er i tårntop og i navcentrum. De lokale deformationer af de enkelte substrukturer modelleres med "Finite Element Metode" (FEM), men de elastiske deformationer indenfor en substruktur antages små.

En oplagt metode til at modellere tilfælde, hvor de elastiske deformationer indenfor en konstruktionsdel ikke længere kan regnes for små, er at opsplitte den pågældende konstruktionsdel i flere substrukturer, som så modelleres på samme måde som i HAWC. Endvidere vil en fri sammensætning af substrukturene på brugerniveau give nye muligheder for en mere detaljeret modellering af f.eks. nacellen.

Der er opbygget et strukturelt beregningsprogram efter disse retningslinier og en serie beregninger er udført på LM36.8 m vingen med anvendelse af tre substrukturer. Der er først anvendt en statisk trekantfordelt flaplast og efterfølgende er denne lastfordeling kombineret med en trekantfordelt kraftimpuls for at undersøge det dynamiske respons.

Ved sammenligningen med en tilsvarende HAWC beregning ses, at udbøjningen i flapretningen bliver mindre ved påførsel af en statisk flaplast. Ved en udbøjning på 20% af vingens længde er forskellen 5%, og det betyder, at vingeudbøjningen med de benyttede lineære modeller regnes konservativt. For den ulineære model ses også en større kobling til kantudbøjning og torsion.

Når den udbøjede vinge under påvirkning af en flaplast påvirkes af en kraftimpuls i kantroretningen ses den store forskel i pitchmomentet. Den lineære model beregner ikke den betydelige ændring af pitchmomentet, som fremkommer ved anvendelse af den ulineære model. Dette har stor betydning ved dimensionering af pitchsystemet og også ved en udmattelsesanalyse for en vinge med tendens til kantsvingninger.

Med den nye ulineære model er der skabt mulighed for at vurdere usikkerheden i de lineære elastiske modeller HAWC og FLEX4 og ligeledes er der en modelplatform for udvikling af en aeroelastisk model, hvor møllen kan opdeles i flere substrukturer, f.eks. ved en mere detaljeret modellering af nacellen og herunder ophæng af gear.

ny ulineær strukturmodel giver mindre flapudbøjning ved en belastning i flapretningen

1.1.4 Øvrige resultater

Ud over de ovennævnte hovedresultater er der indenfor projektet opnået andre interessante og væsentlige resultater. Indenfor milepælen omkring design af profiler til havvindmøller har der været en betydelig indsats på modeludvikling og efterfølgende er designværktøjet benyttet til udvikling af tre nye profiler med henholdsvis 18%, 24% og 30 % tykkelse. Det er nyt i designproceduren at

tre nydesignede profiler med 18%, 24% og 30% tykkelse viser forbedrede egenskaber i forhold til NACA og FFA profiler

enkel model for yaw verificeret og indbygges i HAWC

kraftkoefficienten i korderetningen, som på den yderste del af rotoren er den komposant der driver rotoren, indgår som optimeringsvariabel. Desuden er der lagt stor vægt på at lade både laminare og turbulente beregninger indgå hvilket er med til at sikre et profildesign, der er mindre ruhedsfølsomt.

De beregnede karakteristikker for de tre nye profiler er sammenlignet med karakteristikker for tilsvarende hyppigt benyttede profiler, NACA 63-418, FFA-W3-241 og FFA-W3-301. For alle de parametre der har indgået i optimeringen er der opnået forbedringer. D.v.s. at for de nye profiler er den maksimale lift større, der er mindre forskel på en laminar og turbulent beregning, hvilket indikerer en bedre ufølsomhed overfor ruhed og endelig er kraftkomposanten i korderetningen større. Det skal dog understreges, at sammenligningen udelukkende bygger på beregninger og at der er behov for at få karakterstikken for de nye profiler verificeret ved vindtunnelforsøg. På den anden side har det indgået i designprocessen netop at designe profiler der er forholdsvis sikre at regne på (den problematik er omtalt ovenfor under status på 2D profilberegninger).

Indenfor milepælen omkring implementering af forbedrede delmodeller for struktur og aerodynamik i de aeroelastiske modeller er flere aspekter ved yaw-modellering behandlet. Én undersøgelse har gået på at bestemme betydningen af den radiære hastighedskomposant i strømmingen, der opstår på grund af modstanden fra rotoren. Beregningerne er baseret på en aksesymmetrisk actuator disk model og viser at i yaw opnås den bedste overensstemmelse med målinger, når denne komposant medtages.

En anden del har omhandlet implementering af en yawmodel i HAWC. Glauert's simple model for induktion i yaw er sammenlignet med en fuldt 3D actuator disk model og generelt opnås gode resultater med den simple model. Med hensyn til variationen af induktionen langs en rotoromdrejning er der i litteraturen foreslået flere forskellige udtryk, og sammenligningen med den fuldt tredimensionelle model har givet basis for at vælge det udtryk, der giver den bedste overensstemmelse. Ligningerne for den simple yawmodel, der implementeres i HAWC, er således verificeret, men den endelige implementering er ikke afsluttet.

Forskellige aspekter af aerodynamisk dæmpning har tidligere været behandlet under det Aeroelastiske Forskningsprogram, ikke mindst i forbindelse med kantsvingningsproblematikken. Sideløbende med det aktuelle projekt er der opbygget en forsøgsopstilling til dynamisk afprøvning af en vingesektion i Dansk Maritim Instituts vindtunnel, der gør det muligt at måle den aerodynamiske dæmpning for en vilkårlig svingningsretning, eksempelvis en kantvis svingningsretning. Generelt er der en forbedring i forhold til de fleste data for dæmpning der findes i litteraturen, idet disse oftest er baseret på pitchsvingninger.

1.2 Referencer

- [1-1] Madsen, H.A. (Ed.) *"Forskning i Aeroelasticitet – EFP-99"*. Risø-R-1196(DA), Forskningscenter Risø, November 2000.

2 Status på 2D CFD profilberegninger

– Franck Bertagnolio, Jeppe Johansen, Niels Sørensen, Peter Fuglsang

2.1 Introduktion

Navier-Stokes koden EllipSys, [2-1,2-2,2-3] der er udviklet i et tæt samarbejde mellem Institut for Mekanik, Energi og Konstruktion, Danmarks Tekniske Universitet og Afdelingen for Vindenergi, Risø, er ofte blevet brugt til beregninger af strømninger omkring vindmølleprofiler og –blade.

Det nærværende kapitel omhandler en status mht. profilberegninger for EllipSys2D som er den todimensionale version af koden, efterfulgt af en beskrivelse af et profilkatalog indeholdende sammenligninger mellem beregninger og målinger for flere vindmølleprofiler.

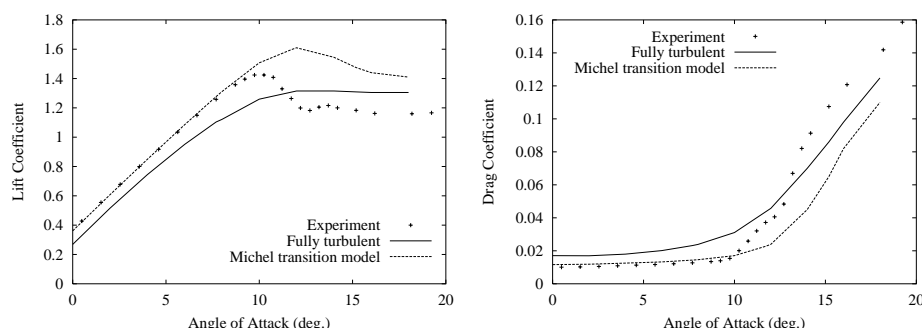
2.2 Status for EllipSys2D

For at få en opdateret status for EllipSys2D er der foretaget beregninger på to vingeprofiler; DU-91-W2-250 fra Delft Universitet i Holland og A-profilet fra ONERA i Frankrig. I hver af disse beregninger er foretaget et grundigt studium af afhængigheden af et antal valgte parametre, henholdsvis beregningsnettets finhed, differensskemaet for de konvektive led, afhængigheden af transitionsmodellering, sammenligning mellem stationære og instationære beregninger samt tidsskridtsafhængigheden for de instationære beregninger. Hovedkonklusionerne er givet i det følgende, og Figur 2-1 og Figur 2-2 viser resultaterne for DU-91-W2-250 profilet.

Et netstudium er foretaget, hvor antallet af beregningspunkter i henholdsvis tangential- og normalretningen er undersøgt. Derudover er en passende højde af første beregningsnetcelle på profiloverfladen bestemt. Det resulterende net, som i det væsentlige giver konsistente resultater, er en C-net konfiguration med 384×64 celler i henholdsvis tangential- og normalretningen, hvoraf 256 celler er på profilets overflade. Ved brug af flere beregningsceller opnås dog enkelte afvigelser ved kraftigt separerede strømninger.

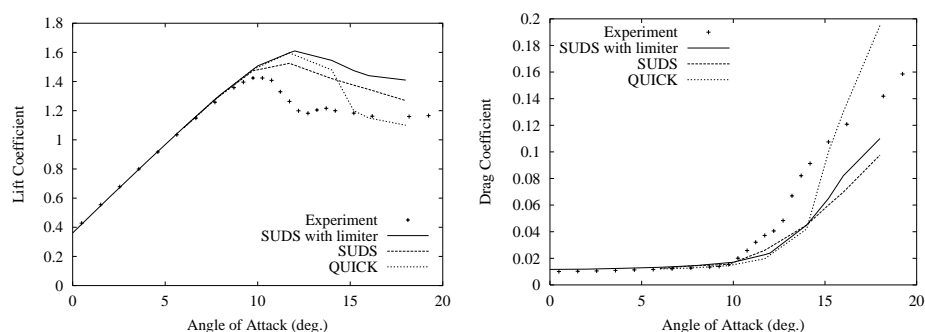
Korrekt modellering af transition har stor effekt på resultaterne som det ses i Figur 2-1, og man er ofte nødt til at tage højde for dette for at kunne opnå korrekte lift og drag koefficienter, hvor strømmingen ikke separerer.

en status for CFD koden EllipSys2D er udført.



Figur 2-1. Beregnede lift og drag kurver med henholdsvis fuldt turbulent og transitionel strømning for DU-91-W2-250 vingeprofilet sammenlignet med målinger fra [2-4], $Re = 1 \cdot 10^6$.

To typer af differenssskemaer er testet for de konvektive led. Det er henholdsvis et anden ordens upwind skema (SUDS) samt et tredje ordens skema kaldet Quadratic Upstream Interpolation for Convective Kinematics (QUICK). Det sidste giver en anelse bedre resultater end det første, se Figur 2-2. Det skal dog nævnes at QUICK skemaet kan medføre ustabile løsninger i enkelte tilfælde. For at stabilisere beregningerne er det almindeligt at indføre en ”limiter” på SUDS skemaet. Denne *limiter* har dog en uheldig dissipativ effekt på profil karakteristikkene og man må derfor afveje fordele og ulemper ved brug af denne.



Figur 2-2. Beregnede lift og drag kurver med to forskellige differenssskemaer for DU-91-W2-250 vingeprofilen sammenlignet med målinger fra [2-4], $Re = 1 \cdot 10^6$.

De viste resultater er alle regnet hvor strømmingen antages stationær. Regnes instationært forlænges beregningstiden men i ikke-separeret strømning, og hvor strømmingen kun separerer lidt, er der ikke nogen nævneværdig forskel. Ved kraftigt separerede strømninger vil der være større afvigelser afhængig af beregningsnettets finhed, tidsskridtets størrelse m.m. samt at strømmingen vil være domineret af tredimensionale strukturer, hvilket ikke på tilfredsstillende vis vil kunne modelleres med en todimensional kode.

2.3 Profilkatalog

Nærværende arbejde har resulteret i oprettelsen af et profilkatalog, hvor det er muligt at sammenligne profil karakteristikkene samt tryk- og skinfriktionsfordelinger for flere vingeprofiler. Indtil dato er 26 profiler inkluderet i databasen. Arbejdet har to formål. For det første er der foretaget EllipSys2D beregninger på profiler og sammenlignet med både eksperimenter og beregninger med en panel kode (XFOIL). Disse beregninger er samlet i et profilkatalog, hvorfra værdifuld information kan ekstraheres i forbindelse med design af nye profiler eller validering af beregningskoder. Det andet formål er at klassificere hvilke profiler man er i stand til at opnå god overensstemmelse mellem beregninger og målinger med samt hvorfor.

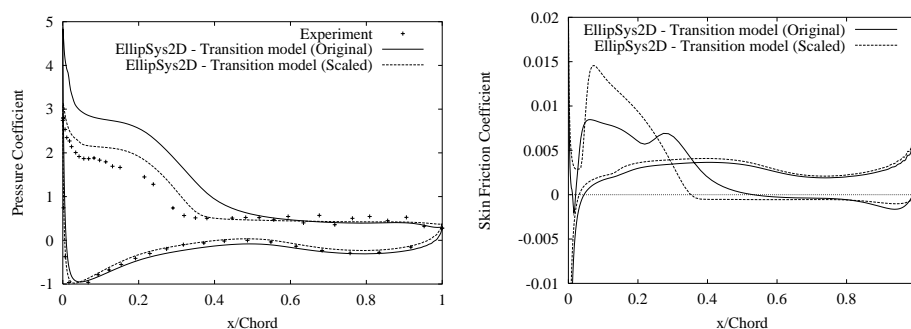
I forbindelse med at klassificere profilerne er der blevet opstillet et sæt kriterier der evaluerer overensstemmelsen mellem beregninger og målinger. På baggrund af disse kriterier er de valgte profiler opdelt i to grupper: Én gruppe hvor EllipSys2D er i stand til at reproducere målinger og én gruppe hvor EllipSys2D ikke er i stand til det.

Andet skridt var så at korrelere nogle faktorer, der skulle indikere, hvorfor man kunne opnå god overensstemmelse med beregninger eller ikke kunne. Studiet har vist at laminar til turbulent transition har stor betydning for om en beregning kan reproducere målinger for de fleste af de profiler hvor overensstemmelsen er dårlig. Disse profiler er designet sådan at transition udløses ved en skarp sugespids tæt ved forkanten. Det kunne ikke altid opnås i beregningerne, og det efterfølgende flade plateau i trykfordelingen forsinkede transitionen til en

der er oprettet et profilkatalog hvor information om vingeprofilers performance kan blive ekstraheret.

kordevis position der ligger længere bagud i forhold til designpositionen. Det skal bemærkes at Michel-kriteriet er benyttet i de nærværende beregninger, og det bestemmer transition, når grænselagstykkelsen når en kritisk værdi som er empirisk bestemt.

I forbindelse med verifikationen blev et numerisk eksperiment udført. Ved at ændre på den kritiske værdi i Michel transitionsmodellen, således at transition blev bestemt tættere på forkanten, blev overensstemmelsen væsentligt forbedret. I Figur 2-3 vises henholdsvis trykfordelingen og skinfriktionen for Risø-A1-21; et af de profiler, hvor overensstemmelsen er dårlig. Det ses på skinfriktionen at den originale Michel model bestemmer transition omkring $x/c = 0.2$, hvorimod den ændrede Michel model bestemmer transition meget tidligere (omkring $x/c=0.04$). Det medfører at den nye trykfordeling ligger tættere på målingerne end beregningerne med den originale Michel model.



Figur 2-3. Beregnede tryk- og skinfriktionsfordelinger for DU-91-W2-250 vingeprofilet sammenlignet med målinger fra [2-4], $Re = 1 \cdot 10^6$.

2.4 Konklusioner

Hovedkonklusionen er at transitionsmodellering kan have meget stor indflydelse på de beregnede resultater, samt at nogle profiler er mere følsomme overfor transitionsmodellering end andre. Derudover kan det forventes at et design med en stejl sugespids efterfulgt af et fladt plateau i trykfordelingen vil resultere i et profil, hvor det faktiske transitionspunkt er lokaliseret langt væk fra designpunktet. En effekt som ikke er ønskelig mht. profildesign. Det kan derfor konkluderes at profiler hvor transitionspunktets beliggenhed er svært at kontrollere bør undgås.

Endelig er der observeret andre problemer i forbindelse med bestemmelse af profilkaraktistikker, men disse må primært hidrøre fra turbulesmodelleringen, eller mere præcist; den manglende evne til korrekt at tage højde for tredimensionale effekter fra strømmingen, som ikke kan modelleres korrekt med en 2D model. Der bliver sideløbende arbejdet med at simulere disse tredimensionale strømninger vha. Detached-Eddy Simulering i forbindelse med at underbygge disse hypoteser (Se kapitel 4).

Arbejdet er beskrevet grundigt i referencerne [2-5] og [2-6].

laminar til turbulent transition kan have meget stor indflydelse på resultaterne.

2.5 Referencer

- [2-1] Michelsen J.A. "Basis3D - a Platform for Development of Multiblock PDE Solvers.", Technical Report AFM 92-05, Technical University of Denmark, 1992.
- [2-2] Michelsen J.A. "Block structured Multigrid solution of 2D and 3D elliptic PDE's." Technical Report AFM 94-06, Technical University of Denmark, 1994.
- [2-3] Sørensen N.N. "General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills." Risø-R- 827-(EN), Forskningscenter Risø, Roskilde, Denmark, June 1995.
- [2-4] W.A. Timmer and R.P.J.O.M. van Rooy, Wind Tunnel Results for a 25% Thick Wind Turbine Blade Airfoil, European Community Wind Energy Conference, 8-12 march, 1993, Lübeck-Travemünde, Germany.
- [2-5] Bertagnolio F. Sørensen N.N. Johansen J., Status for Two-dimensional Navier-Stokes solver, EllipSys2D, Risø-R-1282(EN), 2001.
- [2-6] Bertagnolio F. Sørensen N.N. Johansen J., Fugsang, P. Wind Turbine Airfoil Catalogue, Risø-R-1280(EN), 2001.

3 Detaljeret 3D CFD beregning med programmet EllipSys3D på National Renewable Energy Laboratory's (NREL) 10 m rotor

– Niels N. Sørensen og Jess A. Michelsen

3.1 Introduktion

Hidtil er vores CFD rotorberegninger kun blevet direkte sammenholdt med målte integrerede størrelser som effekt og bladrodsmomenter. Til støtte for den videre udvikling og verifikation af CFD løseren EllipSys3D er det ønskeligt med detaljerede målinger af trykfordelinger på en rotor under velkontrollerede indstrømningsforhold. Et sådant eksperiment blev udført i foråret 2000 af NREL i USA, hvor en 10.06 m rotor er blevet opsat i NASA Ames 24.4×36.6 meter vindtunnel.

I efteråret 2000 blev der indbudt til at udføre blindberegninger på en række af de tilfælde der var blevet målt i vindtunnelen. Risø/DTU deltog blandt andet i denne sammenligning med en række EllipSys3D beregninger af møllen ved nul graders yaw fejl, Sørensen og Michelsen [3-5], Sørensen [3-6]. Det følgende er en gennemgang af de opnåede resultater sammenlignet med målinger.

der er gennemført en serie blindberegninger af NREL/NASA's vindtunnel eksperiment

3.2 Eksperimentet

Formålet med det amerikanske vindtunneleksperiment er at tilvejebringe data til verifikation af dynamisk stall modeller, CFD koder, og at kvantificere 3D rotationseffekter. Til dette formål er det ønskeligt at have velkontrollerede indstrømningsforhold, hvilket det i praksis kun er muligt at opnå i en vindtunnel. Der er således blevet sammensat en testmatrix, der dækker en lang serie tilfælde af stor praktisk interesse; parkeret rotor, forløber, bagløber, yaw, cyklisk pitch etc. Under forsøgene foretages måling af tryk i fem spanvise positioner; måling af lokale indfaldsvinkler med pitotrør, flow visualisering med tufts og røg, og effektmålinger. Den fulde beskrivelse af eksperimentet, møllen og PHASE 6 rotoren kan findes på hjemmesiden <http://wind2.nrel.gov/amestest/>. I det følgende vil der blot blive givet nogle af hovedparametrene.

formålet med eksperimentet er at tilvejebringe data materiale til verifikation af beregnings modeller.

3.2.1 Model Problem

PHASE-6 rotoren er en tobladet rotor med en diameter på 10.06 meter, med twisted og tapered blade, baseret på NREL S809 profilet. I det følgende behandles kun ét ud af de mange eksperimenter. For at minimere forstyrrelserne er der valgt en forløber situation, med en stiv rotor, nul graders yaw fejl, og nul graders tip pitch, svarende til tilfældene listet i nedenstående Tabel 3-1.

For en forløber konfiguration, hvor forstyrrelserne på rotoren fra tårn og nacelle er små, kan man som en første approksimation fuldstændig negligere tårnet og nacellen i beregningen. De beregninger, der beskrives i det følgende, vil således kun omhandle beregninger på selve rotoren, der i beregningen svæver frit i rummet. Det blev i beregningerne antaget at blokeringen i tunnelen var lille, og der blev regnet på en fri rotor uden begrænsende tunnelvægge. Efterføl-

der regnes på en forløber konfiguration. I beregningen er tårn og nacelle ikke medtaget.

gende har målingerne vist at der kun er en meget ringe blokering i tunnelen, typisk af størrelsesorden 2 %.

3.3 Navier-Stokes løser

Navier-Stokes løseren EllipSys3D, der er udviklet i samarbejde mellem DTU og Risø, Michelsen [3-1], [3-2] og Sørensen [3-4], blev benyttet til at løse strømmingen omkring NREL PHASE-6 rotoren.

Koden er en tryk/hastigheds formulering i generelle kurvelineære koordinater. Koden er baseret på SIMPLE algoritmen Patankar [3-3] og er 2.ordens nøjagtig i tid og rum. Til rotorberegninger benyttes et bevæget koordinatsystem (der følger rotoren) og polære hastighedskomponenter. Koden er parallelliseret ved brug af MPI til afvikling på distribueret memory maskiner og tillader således en effektiv udnyttelse af moderne paralleldatamater. De nedenfor beskrevne beregninger er udført med en $k - \omega$ SST turbulens model, der i tidligere beregninger har vist sig velegnet til såvel profil- som rotorberegninger. De nedenstående beregninger er alle udført som tidstro beregninger med et tidskridt på $1 \cdot 10^{-3}$ sekund.

*der regnes tidstro med
den inkompressible NS-
løser EllipSys3D*

Tabel 3-1. Parametre for beregning af NREL-PHASE-6 rotor

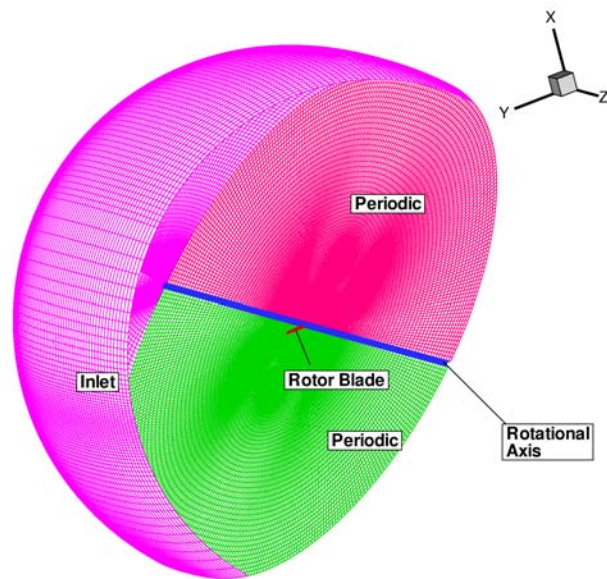
Tilfælde	RPM	Vindhastighed [m/s]	Densitet [kg/m ³]	Viskositet [(kg/m s)]
S070000	71.9	7.0	1.246	$1.769 \cdot 10^{-5}$
S100000	72.1	10.0	1.246	$1.769 \cdot 10^{-5}$
S130000	72.1	13.0	1.227	$1.781 \cdot 10^{-5}$
S150000	72.1	15.1	1.224	$1.784 \cdot 10^{-5}$
S200000	72.0	20.1	1.221	$1.786 \cdot 10^{-5}$
S250000	72.1	25.1	1.220	$1.785 \cdot 10^{-5}$

3.3.1 Beregningsnet og randbetingelser

Idet det i beregningerne udnyttes at en to-bladet rotor besidder en 180 graders periodicitet, blev der kun konstrueret net omkring det ene af de to blade. Det andet blad blev inkluderet gennem brug af periodiske randbetingelser. Nettets ydre rand er en kugle og er placeret seks rotor diameter fra rotationscentrum, se Figur 3-1.

Nettet består af tre hovedkomponenter, se Figur 3-2. En indre 5 bloks O-O-sektion lokalt omkring bladet (den lyserøde sektion), en 3 bloks ydre O-sektion uden om den indre O-O konfiguration (den grønne sektion). Begge disse to konfigurationer dækker kun 90 grader i azimuth retning. Endelig dækker en 4 bloks konfiguration de manglende 90 grader, denne sektion er fremstillet ved at rotere det periodiske plan 90 grader i azimuth retning (den røde sektion). Det total antal celler for de tre sektioner er 3.1×10^6 celler.

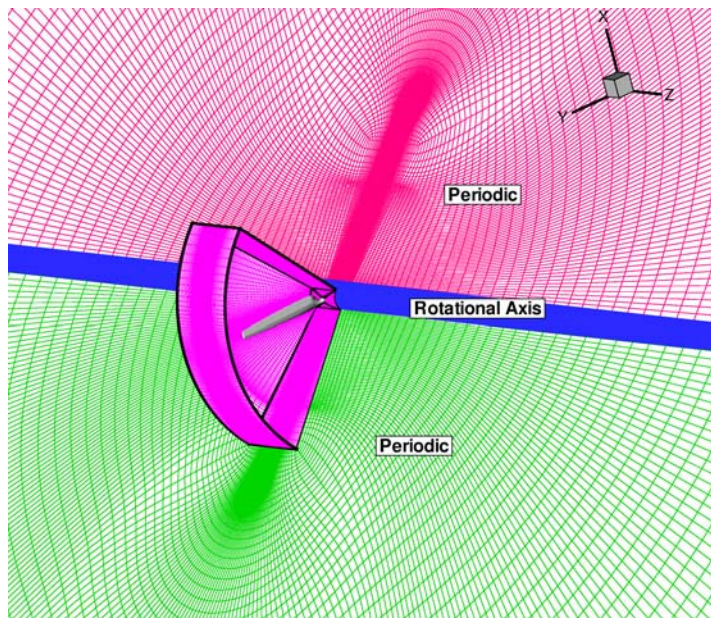
Størrelsen af den indre O-O-sektion kan ses i Figur 3-2, op og nedstrøms planerne er placeret een meter fra rotor planet. Der er 64 celler normalt på blad-overfladen, 64 celler i spanvis retning og 256 omkring profilet. En 64×64 blok placeret på blad tippen, tillader en god opløsning af strømmingen omkring tippen. I alt er der 1.3×10^6 celler i den indre O-O-sektion, og for at sikre en god opløsning af grænselaget er y^+ værdien holdt under to overalt på overfladen af bladet.



Figur 3-1. Billede af beregningsnettet der viser de periodiske planer, blad overfladen, udløbsranden og den indre og ydre cylindriske rand.

Følgende randbetingelser er benyttet i beregningerne, se Figur 3-2: På opstrøms delen af den ydre cirkulære rand er der specificeret en uforstyrret fristrøms hastighed. På nedstrøms delene af den ydre cirkulære rand er der antaget fuldt udviklet strømning. På den indre cylindriske rand nær rotationsaksen benyttes Euler betingelser, mens no-slip vægbetingelser benyttes på bladoverfladen.

I de aktuelle beregninger er der benyttet et meget stort domæne, og der er ikke forsøgt at inkludere de blokerings effekter der er tilstede i vindtunnel eksperimentet.

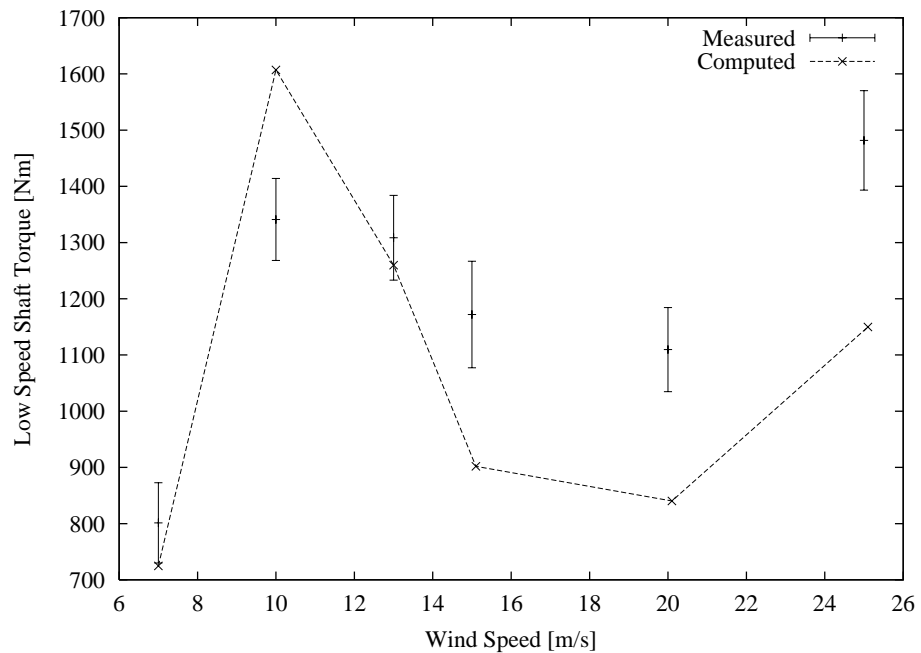


Figur 3-2. Detalje af beregningsnettet nær bladoverfladen, på bladet vises kun hver fjerde punkt i kordevis retning.

3.4 Resultater

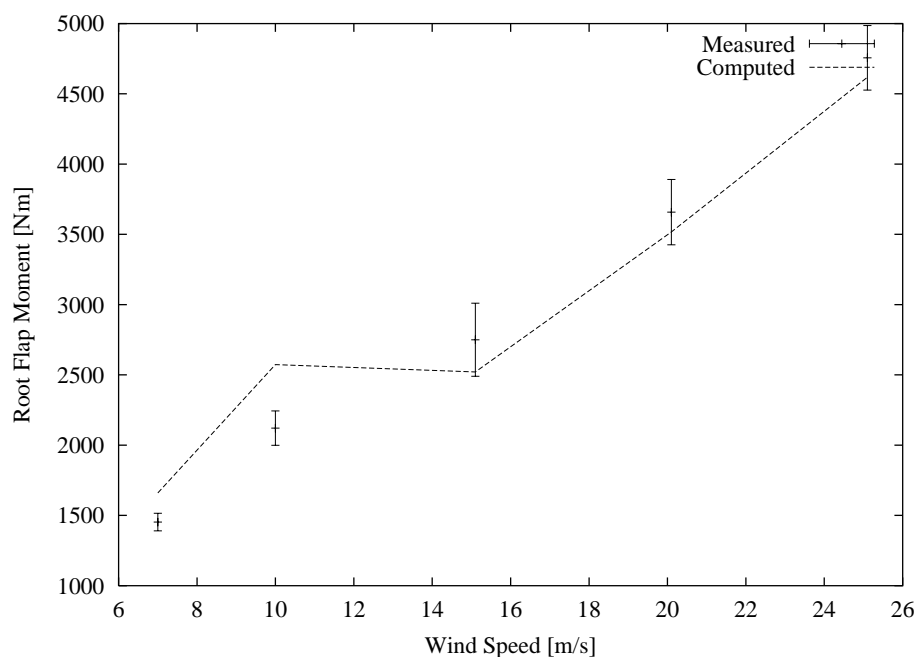
Der er blevet gennemført beregninger for 6 vindhastigheder, svarende til 7,10,13,15,20 og 25 m/s i NREL/NWTC AERODYNAMICS CODE BLIND COMPARISON. I det følgende vil de beregnede resultater blive sammenlignet med målte resultater i form af flap og kant moment i roden, driv moment, spanwise normal- og tangential kraft fordelinger og endelig trykfordelinger. I målekampagnen er der for hver vindhastighed målt trykfordelinger i 5 tværsnit ($r/R = 0.30, 0.47, 0.63, 0.80, 0.95$). For at give et indtryk af den grad af variation over en enkelt omdrejning er der ved flere af målingerne angivet +/- en standard afvigelse.

Bladkræfterne og driv momentet bestemmes i beregningerne ved integration af beregnede trykkræfter på bladoverfladen. I nedenstående Figur 3-3 er drivmomentet beregnet med CFD koden EllipSys3D sammenlignet med det målte drivmoment, for målingerne er der indikeret +/- en standardafvigelse. Det ses at beregningerne forudsiger et moment der er ca. 20 % højere ved 10 m/s hvor beregningerne har max moment. Ved højere vindhastigheder beregnes i modsætning til hvad vi har fundet tidligere (LM17.0 og LM19.1) et moment der er lavere end de målte værdier.



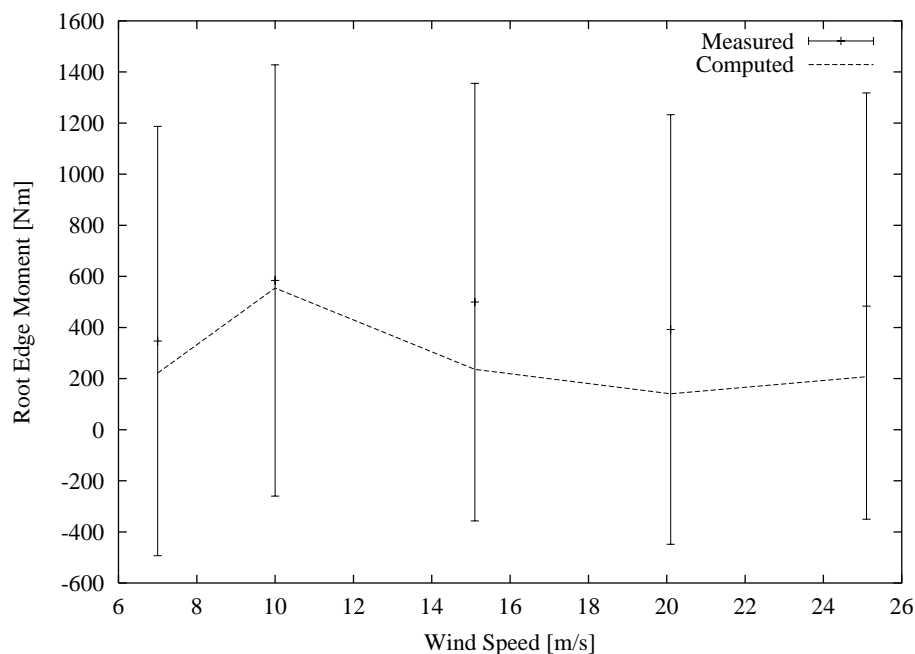
Figur 3-3. Sammenligning af målt og beregnet drivmoment for NREL-PHASE-6 rotoren. For målingerne er der indikeret +/- en standard afvigelse. Det fremgår af figuren, at CFD beregningen sammenlignet med målinger giver et højere max moment.

Ved sammenligning af beregnet og målt rod flap moment, ses at for de tre højeste vindhastigheder (15.1, 20.1 25.1 m/s) er afvigelsen fra målinger mindre end en standardafvigelse. For de to laveste vindhastigheder forudsiger beregningerne et for højt rod flap moment, se Figur 3-4.



Figur 3-4. Sammenligning af målt og beregnet rod flap moment. Det ses at for de tre højeste vindhastigheder er afvigelsen på beregningerne mindre end en standardafvigelse.

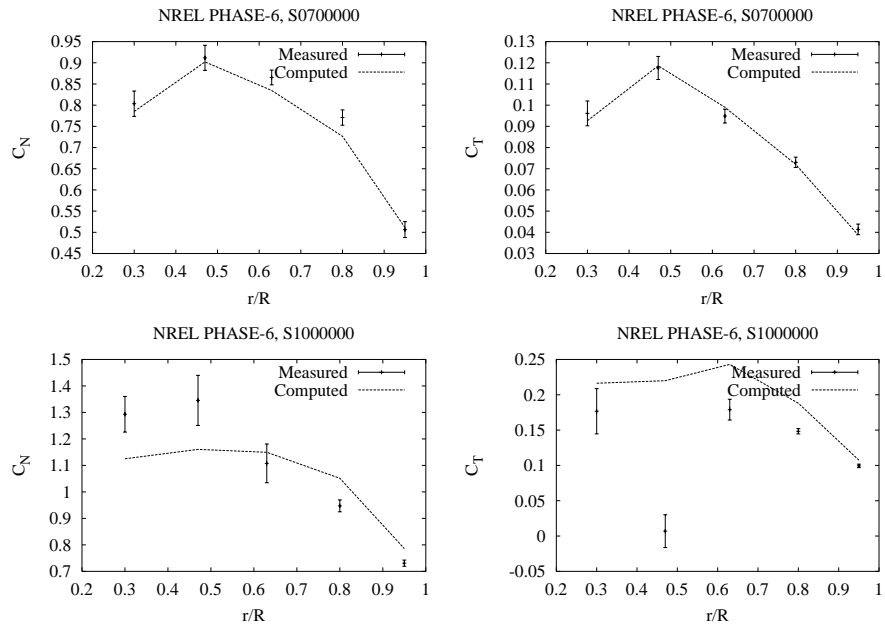
Sammenligning af beregnet og målt rod kant moment viser ret store afvigelser op til omkring 50 %, se Figur 3-5. Den meget store standardafvigelse skyldes hovedsageligt variation pga. tyngdekraftens indvirkning under rotation.

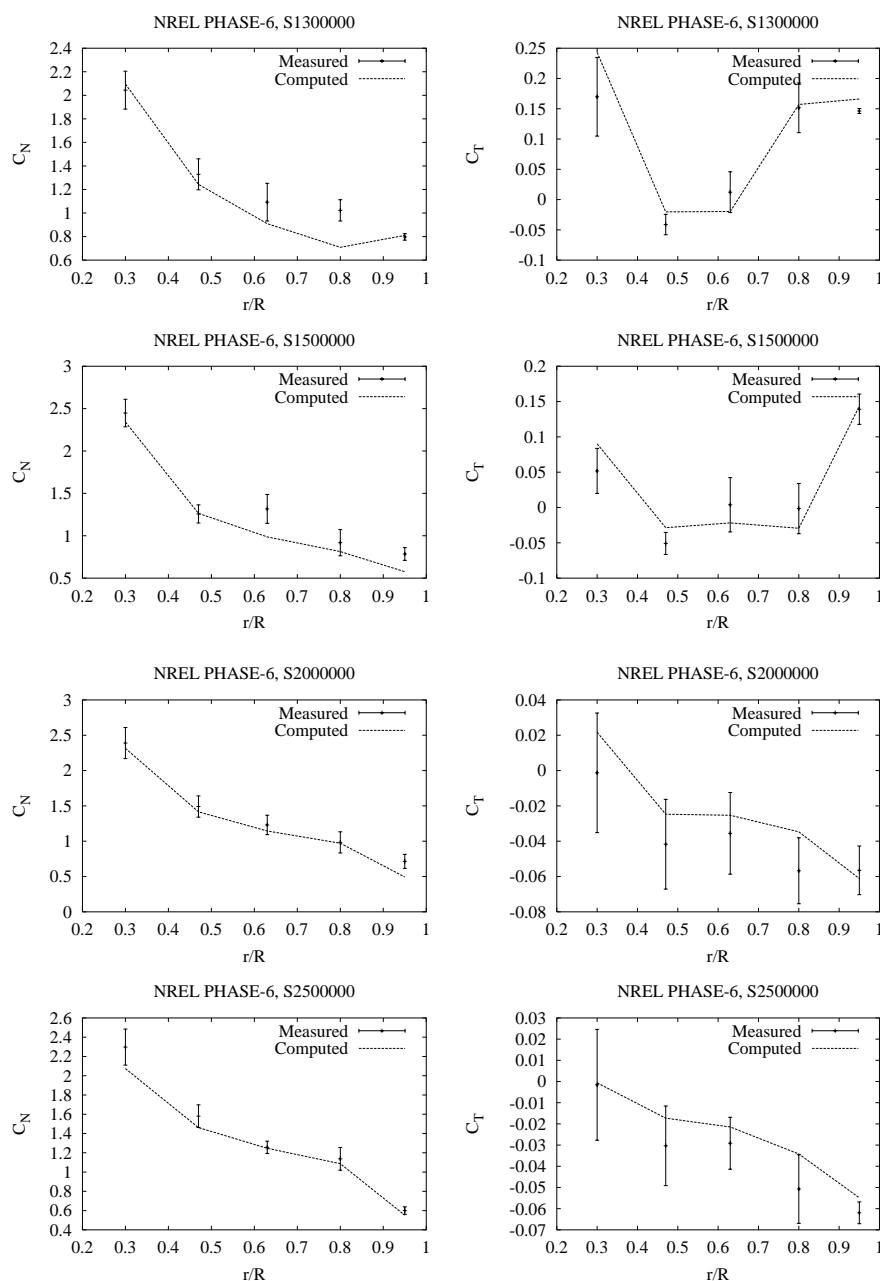


Figur 3-5. Sammenligning af målt og beregnet rod kant moment. Den store standard afvigelse skyldes variation pga. tyngdekraftens indvirkning under rotation.

3.4.1 Kraftfordelinger

Fordelingen af normal kraft koefficient og tangential kraft koefficient er vist i Figur 3-6 ved forskellige vindhastigheder. Generelt er der god overensstemmelse mellem de målte og beregnede værdier. Den eneste undtagelse er ved 10 m/s, hvor der på den inderste del af rotoren er store afvigelser. Ved at betragte udviklingen af den målte tangential kraftfordelingen ved voksende vindhastighed, ses at ved en vindhastighed på 10 m/s begynder strømmingen at separere nær $r/R = 0.47$. Ved yderligere forøgelse af vindhastigheden spreder dette separerede område sig spanvist i retning af tippen. Afvigelsen skyldes at beregningen ikke nøjagtigt fanger denne første separation. Der er to umiddelbare mulige forklaringer, enten det generelle problem at turbulens modeller har svært ved nøjagtigt at forudsige begyndende separation, eller det faktum at vi har negligeret en 2-4 % blokering i tunnelen. Blokeringen vil medføre at den reelle vindhastighed er højere end den nominelle vindhastighed på 10.0 m/s. En forøgelse af vindhastigheden til f.eks. 10.4 m/s ville medføre en højere indfaldsvinkel og dermed større tendens til separation.





Figur 3-6. Spanvise fordelinger af normal- og tangentialkraftkoefficienter som funktion af vindhastighed. På nær tilfældet 10 m/s ses en god overensstemmelse mellem målinger og beregninger. For målingerne er der indikeret +/- en standardafvigelse

3.4.2 Trykfordelinger

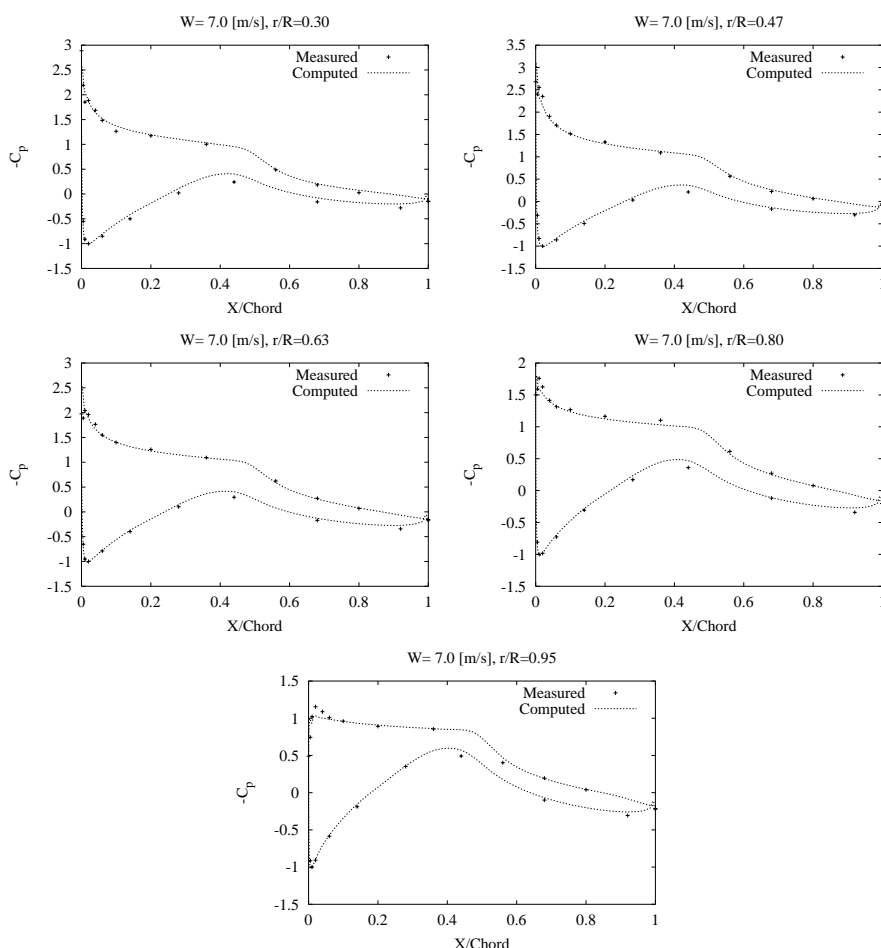
I eksperimentet er der målt kordevise trykfordelinger i 5 spanvise positioner ($r/R = 0.30, 0.47, 0.63, 0.80, 0.95$). I det følgende vil der blive vist eksempler på de trykfordelinger, der er beregnet med CFD koden EllipSys3D. Der er benyttet følgende definition af C_p :

$$C_p = \frac{P_\infty - P_0}{\frac{1}{2} \rho (W_\infty^2 + (r\omega)^2)}$$

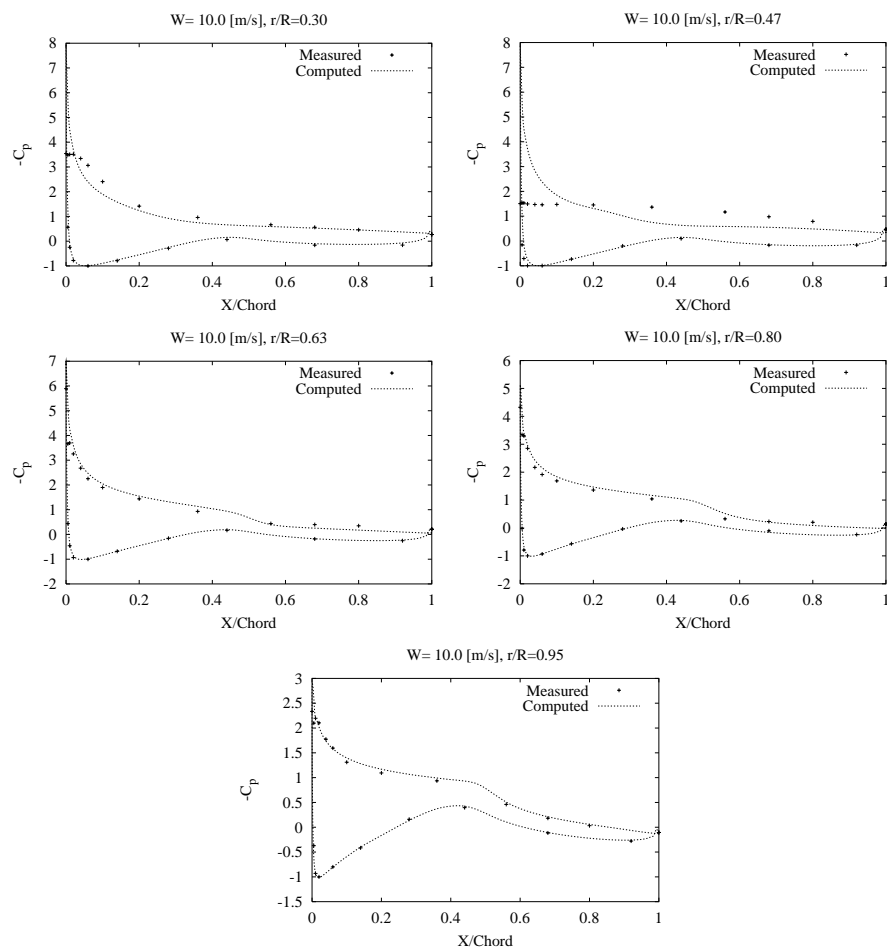
Figur 3-7 viser trykfordelingerne for alle 5 spanvise snit ved vindhastigheden 7 m/s. Som det fremgår af figuren er der en meget fin overensstemmelse mellem målinger og beregninger ved denne vindhastighed. Af figuren fremgår det, at strømmingen ikke er separeret i nogle af de fem kordevise snit.

Fra den foregående gennemgang af de spanvise kraftfordelinger fremgik det, at der specielt var problemer for 10 m/s. Af Figur 3-8 ses det, at beregningerne forudsiger, at der stadig eksisterer en sugespids i $r/R = 0.47$, mens målinger viser, at denne er forsvundet. Ved radier større end 0.47 ses stadig en god overensstemmelse.

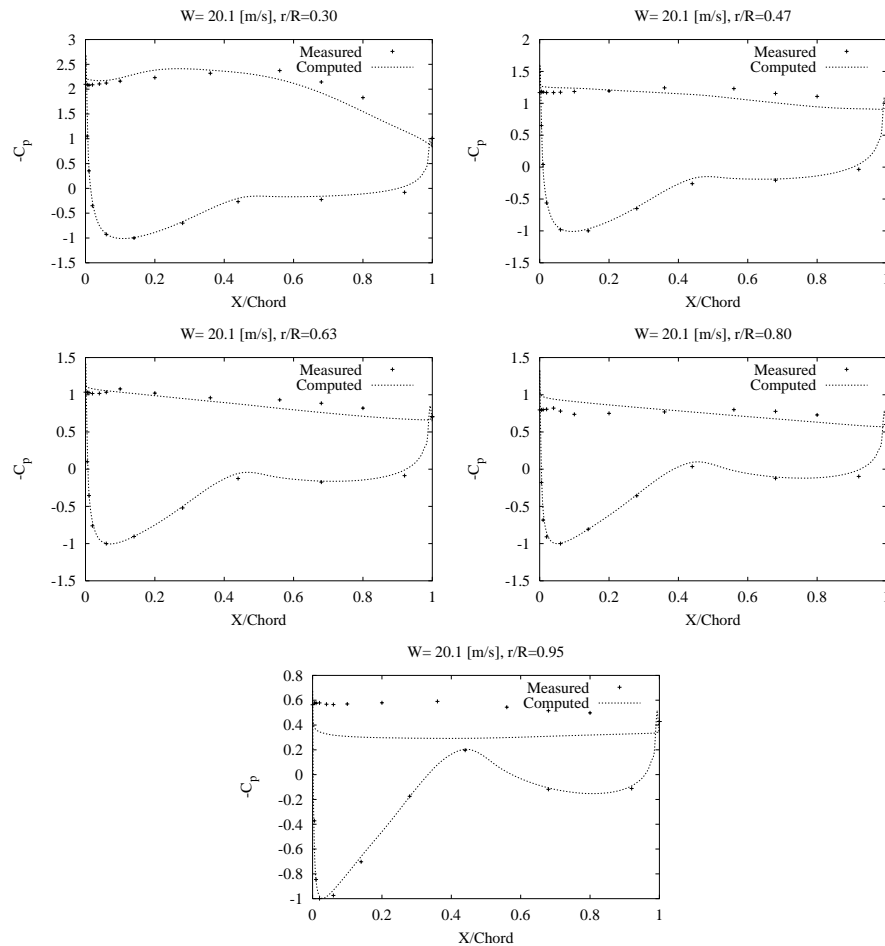
Ved de høje vindhastigheder er overensstemmelsen særdeles god og som et eksempel er her vist trykfordelinger for 20 m/s, se Figur 3-9, tilfældene 15 og 25 m/s er sammenlignelige med disse figurer. Det er noget overraskende at beregningerne stemmer så godt med målinger selv i kraftigt separeret strømning. En teori er at strømmingen omkring S809 profilet, som bladet er baseret på, i stall ikke bryder op og har kraftig tredimensional hvirvel interaktion i kølvandet. Dette muliggør en rimelig beregning med Reynolds-Averaged turbulensmodeller som $k-\omega$ SST turbulens modellen.



Figur 3-7. Trykfordelinger for en vindhastighed på 7 m/s. Der er en god overensstemmelse mellem målinger og beregninger, og kurvernes form viser at der ikke forekommer væsentlig separation i nogle af snittene.



Figur 3-8. Trykfordelinger for en vindhastighed på 10 m/s. Det ses af for $r/R = 0.47$ forudsiger beregninger stadig en kraftig sugespids, mens denne ikke er tilstede i målingerne.

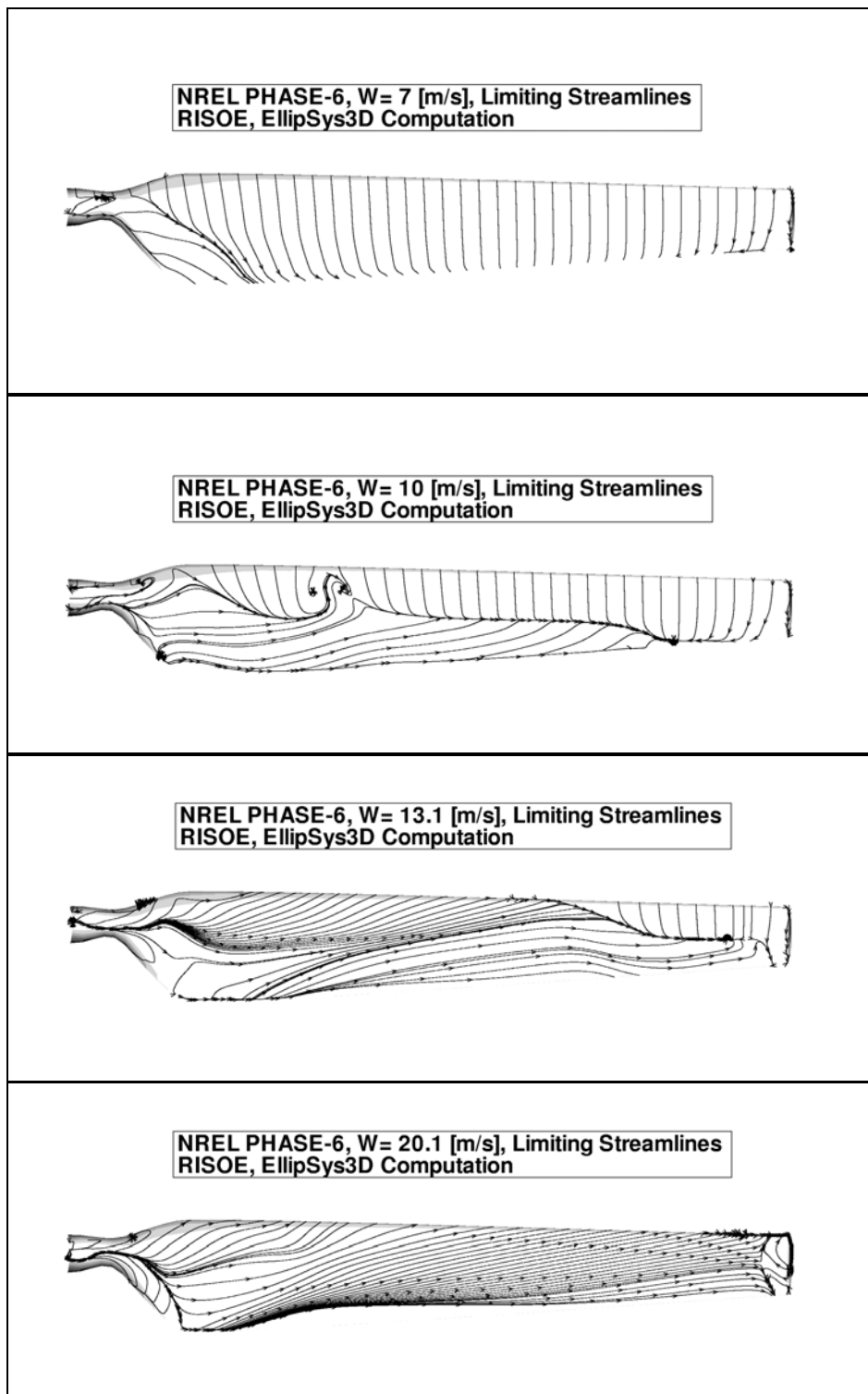


Figur 3-9. Trykfordelinger for en vindhastighed på 20 m/s. Det ses at der er overraskende god overensstemmelse mellem målinger og beregninger ved denne høje vindhastighed, hvor strømmingen er separeret i alle sektioner.

3.4.3 Partikelspor

partikelspor viser hvorledes separationen spreder sig ved voksende vindhastigheder.

For at visualisere strømmingen over bladet, er der genereret en serie figurer der viser partikelspor på sugesiden af bladet. Partikelsporene er genereret ved at bevæge masseløse partikler i overensstemmelse med den lokale skinfraktion. Billederne ligner resultaterne fra olieflow visualiseringer i eksperimenter, og viser tydelige separationslinier, områder med separeret spanvis strømning, og områder med usepareret strømning. Nedenstående Figur 3-10, viser tydeligt udviklingen af separationen på sugesiden, når vindhastigheden øges. Ved lav vindhastighed er der kun et lille separeret område tæt ved bladets rod. Når vindhastigheden øges, vokser dette område både i kordevis retning mod forkanten og spanvist mod tippen. Figur 3-10 viser tydeligt den massive separation for de højeste vindhastigheder, desuden ses ved 10 m/s starten til det tidligere omtalte separerede område nær $r/R = 0.47$.



Figur 3-10. Partikelspor på sugesiden af bladet for vindhastigheden 7.0, 10.0, 13.1 og 20.1 m/s. Det ses at det separerede område ved roden på sugesiden ekspanderer kordevis mod forkanten og spanvist mod vingetippen, når vindhastigheden forøges.

der er gennemført en serie blindberegninger, der er blevet sammenlignet med målinger med godt resultat.

3.5 Konklusion

Der er gennemført en serie beregninger af NREL-PHASE-6 rotoren ved nul graders tip-pitch vinkel. Alle de viste beregninger er udført som såkaldte blind beregninger og resultaterne blev afleveret før målingerne blev offentliggjort.

Den tidligere erfaring at Navier-Stokes beregninger overestimerer max effekten ses igen i de aktuelle beregninger, men i modsætning til tidligere beregninger holder denne tendens ikke i massiv separation ved høj vindhastighed hvor effekten derimod er underestimeret.

Vi har vist at der er en generel god overensstemmelse mellem beregninger og målinger, således viser både kraftfordelingerne og trykfordelingerne selv ved høj vind meget god overensstemmelse.

Generelt kan det siges at data fra NREL/NASA AMES vindtunnel eksperimentet har vist sig meget værdifulde, og det planlægges at fortsætte med beregninger på dette datasæt. Således bliver der på nuværende tidspunkt foretaget beregninger på et blad med en mere nøjagtig repræsentation af tipgeometrien. Desuden planlægges der beregninger til undersøgelse af effekten af tunnel blokeringen, specielt med hensyn til de observerede afvigelser ved vindhastigheden 10 m/s.

3.6 Referencer

- [3-1] Michelsen, J.A.. Basis3D - a Platform for Development of Multiblock PDE Solvers. Technical Report AFM 92-05, Technical University of Denmark, 1992.
- [3-2] Michelsen, J.A.. Block structured Multigrid solution of 2D and 3D elliptic PDE's. Technical Report AFM 94-06, Technical University of Denmark, 1994.
- [3-3] Patankar, S.V. and Spalding D.B.. A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-Dimensional Parabolic Flows. *Int. J. Heat Mass Transfer*, 15:1787, 1972.
- [3-4] Sørensen, N.N.. General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills. Risø-R- 827-(EN), Forskningscenter Risø, Roskilde, Denmark, June 1995.
- [3-5] Sørensen, N.N. and Michelsen, J.A.. NREL/NWTC Aerodynamics Code Blind Comparison, Technical Report, December 2000.
- [3-6] Sørensen, N.N. Evaluation of 3D effects from 3D CFD computations, In IEA Joint Action, Aerodynamics of Wind Turbines, 14th Symposium, Boulder, December, 2000, edited by Sven-Erik Thor

4 Forbedret beregningsmodel for vinger i stall – Jeppe Johansen, Niels Sørensen

I de seneste år er der opnået betydelige fremskridt inden for numeriske beregninger af vindmølleaerodynamik ved brug af *Computational Fluid Dynamics* (CFD). Pga. de relative høje Reynoldstal ($o(10^6)$) vil de turbulente længde- og tidsskalaer spænde over flere størrelsesordener, hvilket medfører at Reynolds Averaged Navier-Stokes (RANS) metoder er de mest oplagte, hvis der ønskes en beskrivelse af hele strømningsfeltet. Der er opnået stor erfaring med hensyn til netgenerering, turbulensmodellering, differensskemaer, tidsskridt osv. Men der er i CFD kredse rimelig enighed om hvilke områder der kræver bedre modeller og løsninger. I følge Spalart [4-1] er der to primære problemer der skal løses. (I) vækst og separation af grænselaget, samt (II) transport af bevægelsesmængde (momentum) efter separation.

For vedhængende grænselag omkring profiler og vinger, eller tynde shear strømninger, er det tilstrækkeligt at benytte statiske RANS metoder med passende turbulensmodeller. Selv ved positive trykgradienter eller ved mindre separerede områder vil en instationær RANS modellering give gode resultater. Men ved kraftigt separerede strømninger, hvor strømmingen bliver meget instationær og tredimensional vil en sådan modellering give fejlbehæftede resultater. I Sørensen og Michelsen [4-2] er den mekaniske effekt for en vindmøllerotor beregnet vha. CFD. Ved lave vindhastigheder, hvor strømmingen er vedhæftet er overensstemmelserne med målinger god, mens der ved højere vindhastigheder, hvor strømmingen separerer, opnås for høj effekt. Det skyldes primært to faktorer. For det første vil en RANS beregning forudsige for høj viskositet, hvilket vil medføre forsinket separation. Det vil igen medføre at liften bliver for høj og dermed give for høj mekanisk effekt. For det andet tager turbulensmodellen ikke korrekt højde for transporten af bevægelsesmængde i fjernfeltet. Dette skyldes at turbulensmodellen forudsætter at turbulensen er isotrop, hvilket ikke er tilfældet i fjernfeltet. Strømmingen vil derfor blive tvunget til at være kunstigt to-dimensional i modsætning til en virkelig turbulent strømning. Til beregning af frie shear strømninger benyttes Large Eddy Simulering (LES) med succes. I modsætning til RANS, som er en tidslig midling er LES en rumlig midling, eller filtrering, af Navier-Stokes ligningerne, hvor de store turbulente hvirvler, ansvarlige for transport af bevægelsesmængde, bliver direkte simuleret, hvorimod de mindre isotrope hvirvler bliver modelleret vha. af en Sub-Grid Skala (SGS) model. På denne måde vil man korrekt tage højde for tredimensionaliteten af strømmingen. Størrelsen af filteret samt en passende beregningsnetfinhed er bestemmende for hvilke hvirvler der simuleres, og hvilke hvirvler der modelleres.

Tæt ved vingeoverfladen, dvs. i bunden af grænselaget, vil de turbulente hvirvler være så små at en LES beregning vil være praktisk umulig med hensyn til beregningskapacitet.

En måde at løse problemet på er ved at kombinere fordelene ved henholdsvis RANS og LES ved at benytte RANS tæt på vingeoverflade samt at skifte til en LES lignende model i fjernfeltet. Den her valgte metode er udviklet af Spalart et al. [4-3] og bliver kaldt Detached-Eddy Simulering, fordi det kun er de hvirvler der er løsrevet fra overfladen der bliver simuleret, mens de små hvirvler tæt ved overfladen bliver modelleret vha. en konventionel RANS turbulensmodel.

Det nærværende arbejde beskriver beregninger på en NACA0012 vingeprofilsektion ved konstant indfaldsvinkel, samt en beregning på et ikke-roterende vindmølleblad fra NREL/NASA Ames eksperimentet, hvor bladet oscillerer omkring længdeaksen.

Detached-Eddy Simulering kombinerer fordelene ved henholdsvis RANS og LES.

4.1 Metode

Til beregningerne er brugt CFD koden EllipSys3D. Koden er udviklet af Michelsen [4-6, 4-7] og Sørensen [4-8] og er en tredimensional strømningsløser baseret på de inkompressible Reynolds-midlede Navier-Stokes ligninger i primitive variable (u, v, w, p) . Tryk/hastigheds-koblingen er løst ved hjælp af SIMPLE algoritmen og løsning af konvektionsleddene er løst med enten et anden ordens SUDS skema eller et tredje ordens QUICK skema. De stationære beregninger er udført vha. en anden ordens nøjagtigt "dual-time stepping" algoritme.

DES er baseret på at erstatte en modelrelateret længdeskala med en beregningsnet længdeskala.

Den oprindelige DES model er baseret på Spalart-Allmaras' (S-A) én-lignings turbulens model som bliver reduceret til en LES-lignende model i fjernfeltet vha. af en simpel "omskrivning". S-A modellen indeholder en længdeskala, l_{S-A} , som er afstanden til den nærmeste væg. Ved at erstatte denne længdeskala med en længde der relaterer til beregningsnettets finhed i fjernfeltet reduceres turbulensmodellen til en SGS-lignende model.

På modelniveau betyder det at destruktionsleddet i turbulensmodellen øges relativt til produktionsleddet og turbulensen vil medfølgende dissipere. Derved vil de store turbulente hvirvler blive simuleret fremfor modelleret, hvilket medfører at strømningen går hen og bliver tredimensional og dermed mere fysisk.

I nærværende arbejde er også brugt en DES variant der tager udgangspunkt i Menters $k-\omega$ SST model [4-9]. Denne variant er udviklet af Strelets [4-10]. Igen skal længdeskalaen erstattes med den før omtalte netlængdeskala. Længdeskalaen i $k-\omega$ SST modellen er givet ved

$$l_{k-\omega} = \frac{k^{1/2}}{\beta^* \omega}.$$

Ved lokalt at erstatte $l_{k-\omega}$ (eller l_{S-A} for S-A modellen) med $\tilde{l} = \min(l_{k-\omega}, C_{DES} \Delta)$, hvor Δ er maksimum afstanden af en beregningscelle over de tre retninger og C_{DES} er en empirisk modelkonstant, opnås den ønskede transformation og turbulensmodellen reduceres til SGS-lignende model i fjernfeltet.

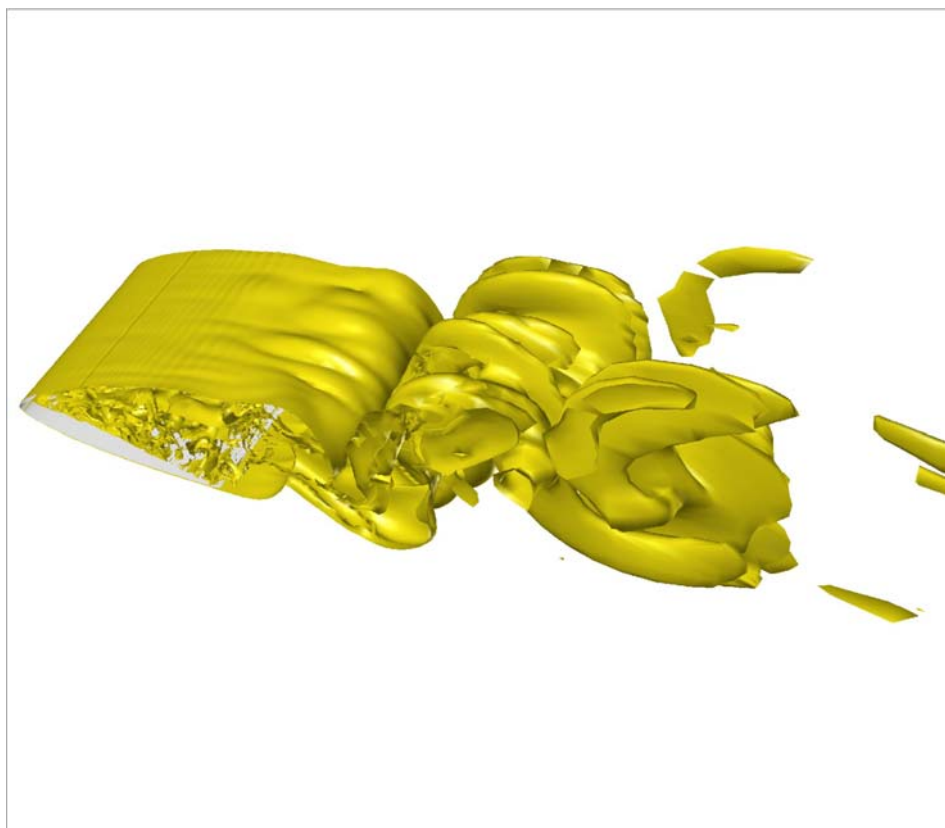
Til sammenligning er der lavet beregninger med den konventionelle to-lignings $k-\omega$ SST turbulens model.

4.2 Resultater

Den første testcase er strømningen omkring et NACA0012 vingeprofil med Reynoldstallet, $Re = 1 \cdot 10^5$, og som er den testcase der er benyttet i den oprindelige reference, Shur et al. [4-5]. For at sammenligne med det originale arbejde er benyttet det samme beregningsnet som i ref. [4-5]. Beregningsnettet er et O-net med 141 beregningsceller omkring profilet og 61 i normal retningen. Da det er nødvendigt at have en fin opløsning af beregningsnettet for fuldt ud at kunne udnytte LES er et stort antal af cellerne koncentreret i området omkring profilet. Den fjerneste randbetingelse er ca. 15 kordelængder væk. Den spanvise udstrækning er én kordelængde med periodiske randbetingelser i enderne. Antallet af netpunkter i den spanvise retning er reduceret fra de oprindelige 25 til 21 da EllipSys3D kræver kubiske netblokke. Højden af den første beregningscelle på profilverfladen er omkring 10^{-4} kordelængder svarende til en y^+ på omkring 1.5. Tidsskridtet er $\Delta t = 0.01 \cdot c / U_\infty$, hvor c er kordelængden og U_∞ er fristrøms-hastigheden.

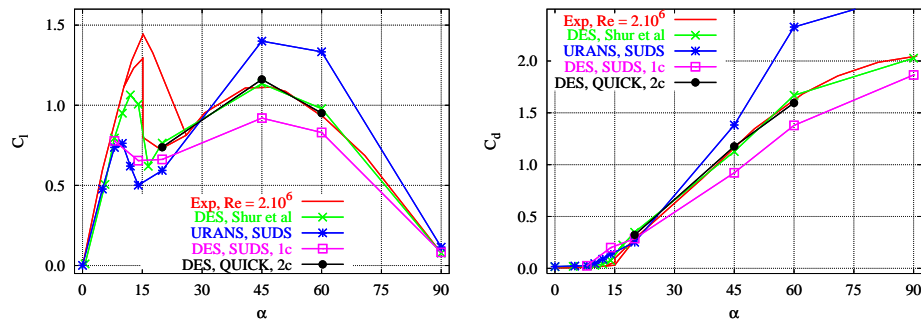
For at illustrere tredimensionaliteten af en DES beregning er der i Figur 4-1 vist iso-vorticity flader for NACA0012 profilet for $\alpha = 20^\circ$, $Re = 1 \cdot 10^5$. En tilsvarende beregning med standard to-lignings turbulensmodel ville vise todimensionale strømningstrukturer.

*i modsætning til
RANS turbulensmo-
del vil en DES model
forudsige kraftigt 3D
strømningstruktu-*



Figur 4-1. Iso-vorticity flader for NACA0012, $\alpha = 20^\circ$, $Re = 1 \cdot 10^5$.

Et antal beregninger er foretaget for at teste afhængigheden af netfinhed, differensskema samt den spanvise udstrækning. Figur 4-2 viser lift og drag koefficienter for NACA0012 profilet beregnet med DES versionen baseret på Spalart-Allmaras turbulensmodellen sammenlignet med beregninger fra ref. [4-5] samt eksperimentelle data fra ref [4-11]. Reynoldstallet for eksperimentet er $Re = 2 \cdot 10^6$. Ved høje indfaldsvinkler ($\alpha > \approx 25^\circ$), hvor strømmingen er stærkt separeret, er Reynoldstalseffekten meget lille.

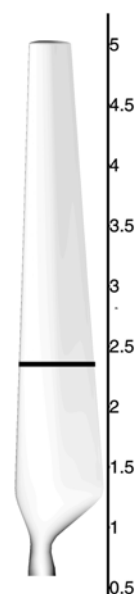


Figur 4-2. Beregnede lift og drag kurver for NACA0012 sammenlignet med målinger fra ref. [4-11].

resultater med DES er specielt afhængige af netfinhed samt diskretiseringsskema.

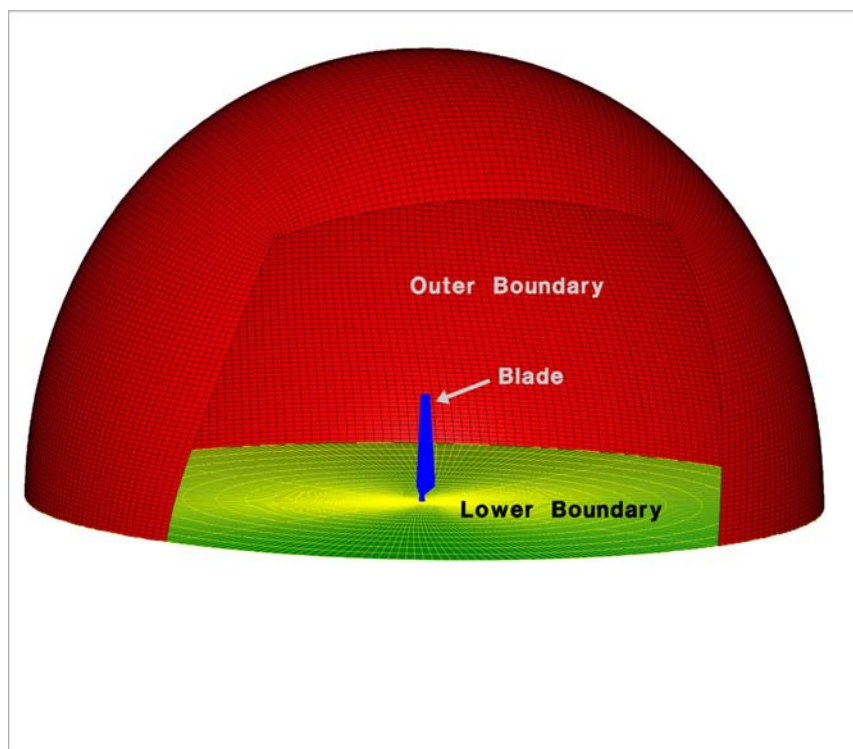
Ved lave indfaldsvinkler omkring maksimum lift ($\alpha \approx 10^\circ - 16^\circ$) er der store Reynoldstalseffekter. Det forklarer den meget højere eksperimentelle værdi. For højere indfaldsvinkler ses det at den instationære RANS (URANS, SUDS) beregning klart giver for høj både lift og drag. Ved at bruge den anden ordens nøjagtige SUDS skema med kun én kordelængde i den spanvise retning, er det ikke muligt med den nærværende implementering at reproducere målingerne, men ved at bruge det tredje ordens QUICK skema og forlænge den spanvise retning til to kordelængder opnås god overensstemmelse. Forklaringen på dette er at beregningsnettet er for groft til EllipSys3D med et anden ordens SUDS skema (Shur et al. [4-5] bruger et femte ordens skema.) og strømningen vil dermed blive for diffusiv, hvilket medfører for lav lift og drag. På den anden side; ved kun at bruge én kordelængde i den spanvise retning vil domænet tvinge de største simulerede længdeskalaer til at være mindre eller lig med én kordelængde. Dette kan være for småt, resulterende i at strømningen vil blive tvunget kunstigt todimensional, hvilket medfører for høj lift og drag.

Den næste testcase er strømningen omkring et 5 m. vindmølleblad fra NREL/NASA Ames Phase-VI eksperimentet. Figur 4-3 viser det pågældende vindmølleblad. Der er foretaget beregninger hvor bladet er parkeret i lodret position og oscillerer omkring længdeaksen. Den sorte linje i radius = 2.36 viser positionen hvor kræfterne er målt og beregnet.



Figur 4-3. Vindmøllebladet fra NREL/NASA Ames Phase-VI eksperimentet.

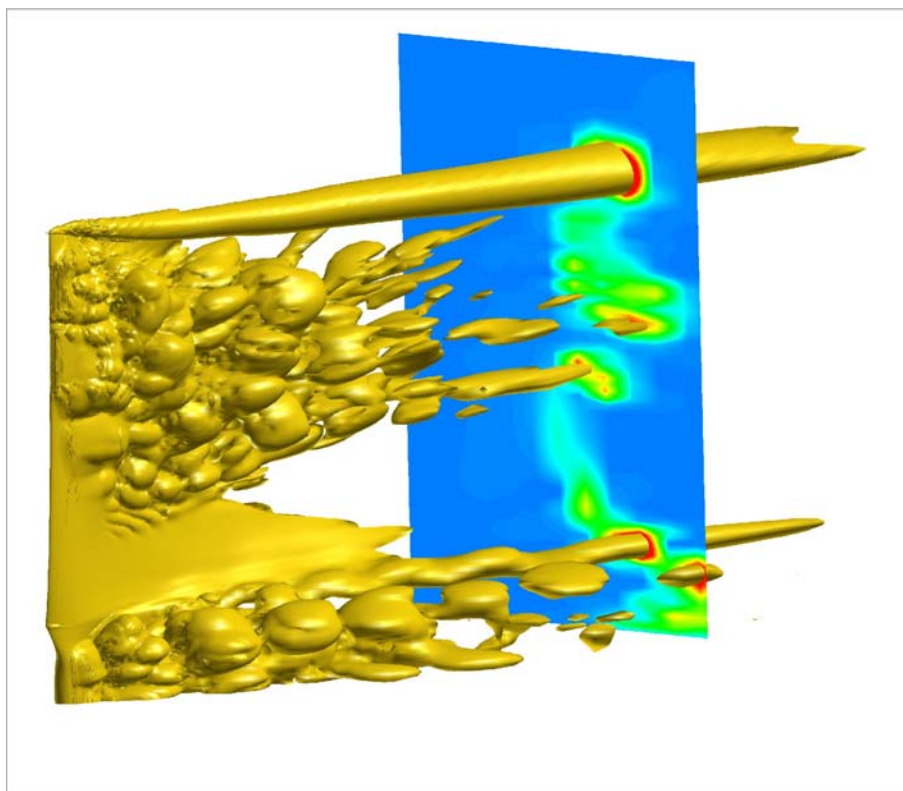
Som tidligere nævnt er det nødvendigt at have en fin opløsning af beregningsnettet ved brug af DES. Det her brugte beregningsnet består af 34 blokke á 64^3 beregningsceller svarende til ca. $8.9 \cdot 10^6$ celler. Beregningscellerne fra omkring toppen af grænselaget til en afstand af ca. én kordelængde fra bladet er tilnærmelsesvis kubiske for at få det optimale udbytte af SGS modellen. Der er til sammenligning foretaget beregninger med $k-\omega$ SST to-lignings turbulensmodellen. Disse beregninger kræver ikke samme antal celler. Her er kun benyttet fem blokke á 64^3 svarende til et total antal beregningsceller på $1.3 \cdot 10^6$.



Figur 4-4. $k-\omega$ SST Beregningsnettet omkring NREL/NASA Ames bladet.

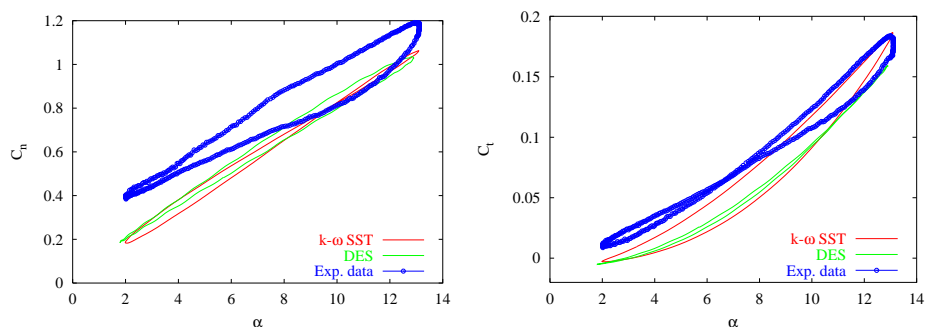
Figur 4-4 viser $k-\omega$ SST beregningsnettet omkring NREL/NASA Ames bladet. Den ydre rand er snittet så man bedre kan se det indre. (Det tilsvarende DES beregningsnet har samme konfiguration men flere beregningsceller.)

To testcases er beregnet. Først oscillerer bladet omkring $\alpha = 7.56^\circ \pm 5.54^\circ$, hvor α er relateret til profilsektionen i radius 2.36 (Se Figur 4-3). Den reducerede frekvens er $k = 0.1$ og Reynoldstallet er $Re = 1.0 \cdot 10^6$. Den næste testcase oscillerer omkring $13.55^\circ \pm 5.50^\circ$. Den reducerede frekvens og Reynoldstallet er som før.

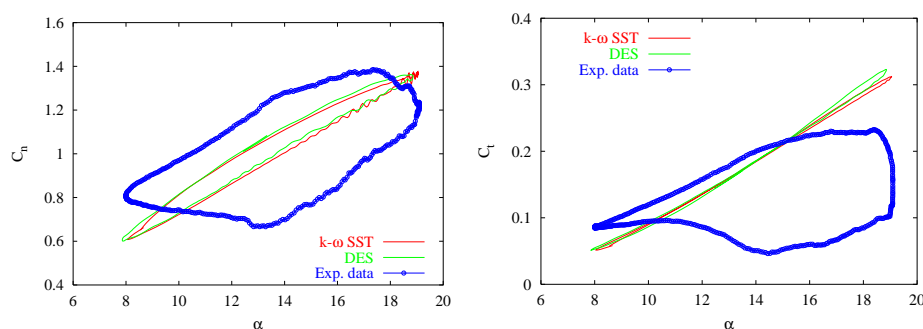


Figur 4-5. Iso-vorticity flade langs NREL/NASA Ames bladet samt et iso-vorticity kontur-plot.

Figur 4-5 viser en iso-vorticity flade langs bladet samt et iso-vorticity kontur-plot i afstanden 6 m. nedstrøms for at illustrere kompleksiteten i strømmingen. Bladet står lodret i venstre side af figuren og den store homogene hvirvel i toppen af billedet er tipvirklen og den lange spiralerende hvirvel i bunden af billedet stammer fra "skulderen" på bladet. I midten ses en kraftig tredimensional strømningsstruktur.



Figur 4-6. Beregninger med både DES og $k-\omega$ SST af normal- og tangential-kraft koefficienter for NREL/NASA Ames bladet sammenlignet med eksperimentelle data, $\alpha = 7.56^\circ \pm 5.54^\circ$, $k = 0.1$, $Re = 1.0 \cdot 10^6$.



Figur 4-7. Beregninger med både DES og $k-\omega$ SST af normal- og tangentialkraft koefficienter for NREL/NASA AMES bladet sammenlignet med eksperimentelle data, $\alpha = 13.55^\circ \pm 5.50^\circ$, $k = 0.1$, $Re = 1.0 \cdot 10^6$.

Figur 4-6 og Figur 4-7 viser DES og $k-\omega$ SST beregninger af normalkraft og tangentialkraft koefficienter for NREL/NASA Ames bladet sammenlignet med eksperimentelle data for henholdsvis $\alpha = 7.56^\circ \pm 5.54^\circ$ og $\alpha = 13.55^\circ \pm 5.50^\circ$. Bladet oscillerer omkring længdeaksen med reduceret frekvens, $k = 0.1$ og Reynoldstal, $Re = 1.0 \cdot 10^6$. Det ses umiddelbart at der er et offset mellem beregninger og målinger for begge testcases. Desuden forudsiger beregningerne ikke tilstrækkelig "åbenhed" af C_n hysteresis loop'ene. Dette kan skyldes at beregningerne ikke forudsiger tilstrækkelig tredimensionalitet i forhold til målingerne. En anden faktor der kan påvirke resultaterne er laminar til turbulent transition, hvilket der ikke på nuværende tidspunkt tages højde for i beregningerne. En tredje usikkerhed kunne være relateret til strukturdynamiske effekter ved målingen.

Desuden undersøges om beregningsnettet er fint nok samt om tidsskridtet er tilstrækkeligt lille. Endelig skal det nævnes at der ikke er synderligt forskel på RANS og DES beregningerne. Især for testcase'en med den lave indfaldsvinkel er der næsten sammenfald mellem de to beregninger hvilket indikerer at strømmingen primært er ikke-separeret og DES modellen virker som en $k-\omega$ SST model. Der er tidligere gjort erfaringer med $k-\omega$ SST beregninger på netop NREL/NASA Ames bladet (Se ref. [4-2] samt Kapitel 3 i nærværende rapport.) hvor beregninger svarer godt overens med målinger. Dette kan skyldes at S809 profilet resulterer i strømninger der ikke er kraftigt tredimensionale. Der vil i det videre arbejde blive fokuseret på at løse disse problemer.

4.3 Konklusioner

En model kaldet Detached-Eddy Simulering (DES) der medtager og blander fordelene ved henholdsvis RANS og LES modeller er beskrevet og implementeret i CFD koden EllipSys3D. Modellen er valideret mod strømmingen omkring et NACA0012 vingeprofil, og resultaterne viser en væsentlig bedre overensstemmelse sammenlignet med $k-\omega$ SST turbulensmodellen for kraftigt separerede strømninger. Derudover er foretaget beregninger på et helt vindmølleblad fra NREL/NASA Ames eksperimentet. Antallet af beregningsceller der kræves ved en DES beregning er væsentligt større end en tilsvarende RANS beregning, hvilket medfører at beregningstiden bliver tilsvarende længere. Der er nogle uoverensstemmelser mellem målinger og beregninger for NREL/NASA Ames bladet men fremtidigt arbejde vil undersøge disse nærmere.

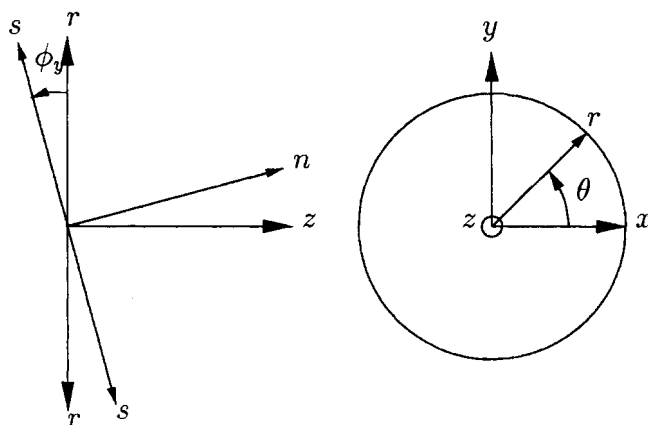
4.4 Referencer

- [4-1] Spalart P.R. "Strategies for turbulence modelling and simulations", International Journal for Heat and Fluid Flow, 21, 2000, pp 252-263
- [4-2] Sørensen N.N. and Michelsen J.A. "Aerodynamic Predictions for the Unsteady Aerodynamics Experiment Phase-II Rotor at the National Renewable Energy Laboratory", AIAA-2000-0037, 2000 ASME Wind Energy Symposium, Reno, NV,, 10-13 January, 2000.
- [4-3] Spalart P.R., Jou W-H., Strelets M. and Allmaras s.R. "Comments on the Feasibility of LES for Wings, and on a Hybrid RANS/LES approach", Proceedings of 1st AFOSR Int. Conf. on DNS/LES, Ruston, LA, August 4-8. Greyden Press, Columbus, OH, 1997.
- [4-4] Travin A., Shur M., Strelets M. and Spalart P.~R. "Detached-Eddy Simulation Past a Circular Cylinder", Flow, Turbulence and Combustion, 63 pp. 293-313, 1999.
- [4-5] Shur M., Spalart P.~R., Strelets M. and Travin A. "Detached-eddy simulation of an airfoil at high angles of attack." In: Rodi, W. and Laurance, D.(eds.), *4th International Symposium on Engineering Turbulence Modelling and Measurements*, Corsica, May 24-26. Elsevier, Amsterdam (1999), pp. 669-678.
- [4-6] Michelsen J.A. "Basis3D - a Platform for Development of Multiblock PDE Solvers.", Technical Report AFM 92-05, Technical University of Denmark, 1992.
- [4-7] Michelsen J.A. "Block structured Multigrid solution of 2D and 3D elliptic PDE's." Technical Report AFM 94-06, Technical University of Denmark, 1994.
- [4-8] Sørensen N.N. "General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills." Risø-R- 827-(EN), Forskningscenter Risø, Roskilde, Denmark, June 1995.
- [4-9] Menter F.R. "Zonal Two Equation $k-\omega$ Turbulence Models for Aerodynamic Flows". AIAA-paper-932906, 1993.
- [4-10] Strelets M. "Detached Eddy Simulation of Massively Separated Flows", AIAA 2001-0879, 2001.
- [4-11] Hoerner S.F. Fluid-Dynamic Drag. Publishedby the Author, 1965.

5 Indflydelse af radiære hastigheder på laster i Yaw – Robert Mikkelsen, Jens N. Sørensen

5.1 Introduktion

Ved modellering af den aerodynamiske belastning og effekter fra slipstrømmen, er man for de fleste modellers vedkommende normalt begrænset til kun at inkludere projektioner af den aksiale og den tangentielle hastigheds komponent. Det gælder således for standard BEM modellen, at indflydelsen af ekspansionen af strømlinierne negligeres fuldstændigt. For små yawvinkler er denne antagelse fuldt tilstrækkeligt, men for større yaw vinkler vil bidraget fra den radiære hastigheds komponent ikke kunne negligeres. Hidtil er dette bidrag ikke modeleret tilfredsstillende. I den meget omfattende Europæiske undersøgelse "Dynamic inflow: Yawed conditions and partial span pitch control" [1] blev en række af de mest anvendte modeller sammenlignet ved yaw vinkler helt op til 60° , men ingen af disse modeller havde en ordentlig modellering af de radiære hastigheder. I den nærværende undersøgelse er der anvendt en instationær Navier-Stokes model koblet med aktuator disk princippet [2], hvor det fulde akse symmetriske flow felt omkring rotoren bestemmes. Det er derved muligt at undersøge indflydelsen ved at inkludere projektioner af radiære hastigheder. Da modellen ydermere er instationær, udvikles den dynamiske slipstrøm på en tidstro måde. Modellen er kombineret med en aeroelastisk model for rotorbladenes strukturelle dynamik og med en model, der inkluderer effekter fra et cirkulært tårn. I det følgende vil vi præsentere numeriske resultater for Tjæreborg møllen udsat for yaw og sammenligne med eksperimentelle resultater.



Figur 5-1. Yaw transformation set oppe fra og bag ved rotoren.

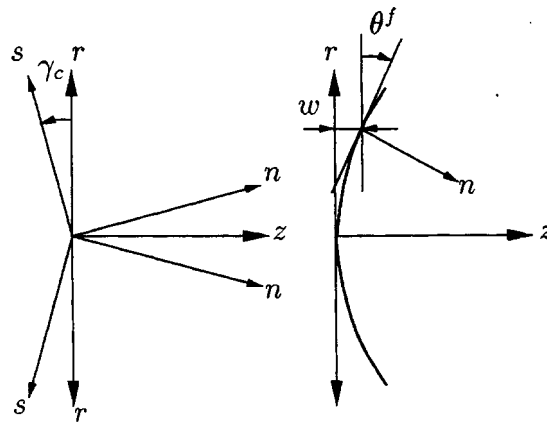
5.2 Aerodynamisk modellering og projektion af hastigheder

Den aerodynamiske belastning bestemmes vha. aktuator disk modellen mens den strukturelle bladdynamik er modelleret med en standard modal metode, hvor de to laveste modes i flap- og kantvis retning medtages. Der er derfor ikke medtaget torsions effekter, hvilket er en rimelig antagelse for Tjæreborg møllen. Der er endvidere tilført dæmpning til bladene. For Tjæreborg blade andrager

dette ca. 5% i begge retninger. Den tidslige integration er udført med en Runge-Kutta-Nyström algoritme (Øye[3]) hvor den eksterne belastning inkluderer bidrag fra aerodynamisk, tyngde og centrifugale kræfter. Tårneffekter modelleres med en dipol og en kilde [4].

5.2.1 Projektion af hastigheder

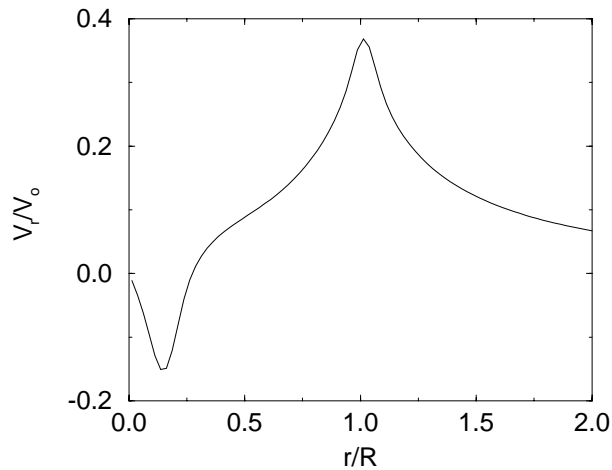
Hastighederne fra aktuator disk modellen er givet i et regulært polært koordinat-system, $\mathbf{V}_{r\theta z} = (V_r, V_\theta, V_z)$ hvor $\theta = \Omega t$. Lokalt findes de spanvise, tangentielle og normale hastigheder $\mathbf{V}'_{stm} = (V'_s, V'_t, V'_n)$ gennem en række koordinat transformationer med hensyn til yaw ϕ_y , tilt ϕ_t , coning γ og flapvis udbøjning θ_f , som på *Figur 5-1* og *Figur 5-2*. Antages yaw vinklen af betydelig størrelse og de andre vinkler for at være små, vil den dominerende projektion af den radiære hastighed kunne reduceres til



Figur 5-2. Koning og udbøjning af blad set oppe fra.

$$\begin{Bmatrix} V'_t \\ V'_n \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \cos \theta \sin \theta (1 - \cos \phi_y) \\ \cos \theta \sin \phi_y \end{Bmatrix} \cdot V_r,$$

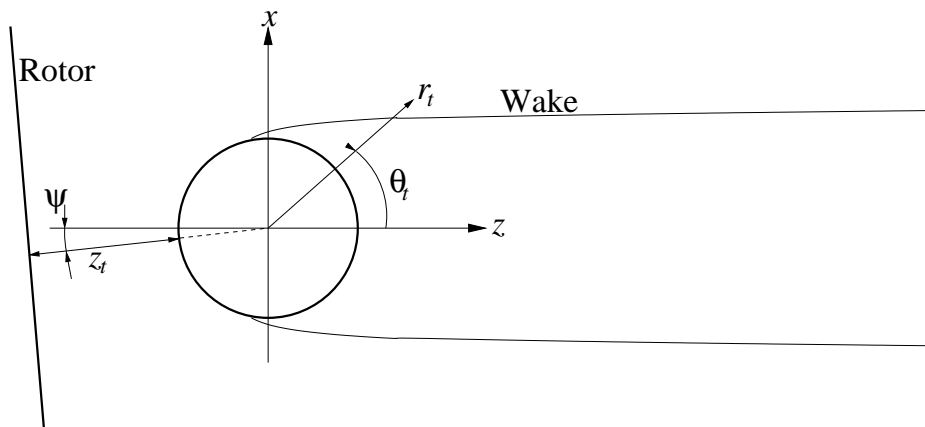
hvilket viser at bidraget fra ekspansionen stiger med en øget yaw vinkel. På *Figur 5-3* ses et estimat af den radiære hastigheds fordeling langs bladene for Tjæreborg møllen ved en fristrømhastighed på $V_o = 8.6 \text{ m/s}$ og en yaw vinkel på $\phi_y = 3^\circ$. Ved tippen når ekspansionen op på ca. 35% af fristrømhastigheden, mens det ses at der i nav regionen er negative radiære hastigheder. Dette skyldes at aksialkraften er lille i denne region. Området er dog af mindre betydning da det kun dækker 5% af møllens areal.



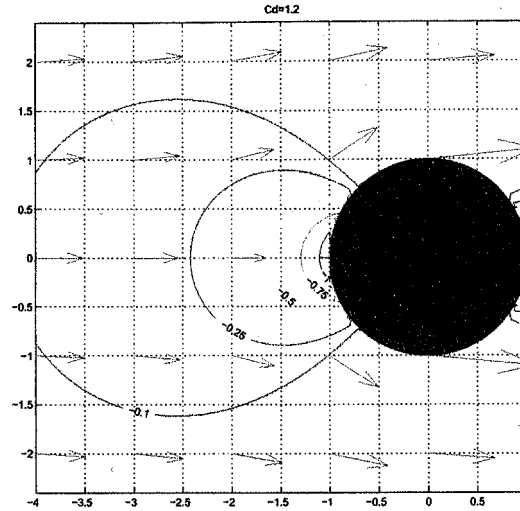
Figur 5-3. Radiær hastighed for Tjæreborg, $V_o = 8.6\text{m/s}$, -3° yaw.

5.2.2 Tårn

Tårnet giver endnu en asymmetri i bladbelastningen, da det enkelte blad mærker en kraftig ændring i den aerodynamiske påvirkning med en tilsvarende udbøjning, når det passerer tårnet. Tårnets indflydelse kan deles i to bidrag, tårnet selv og slipstrømmen bag ved tårnet. Antages det at tårnet er cirkulært, kan strømmingen omkring tårnet modelleres med potential teori, hvor tårnet selv modelleres med en dipol og slipstrømmen med en kilde [4] med en styrke der svarer til modstanden for en 2-D cylinder. Figur 5-5 viser hvorledes de to



Figur 5-4. Tårn og slipstrøm (Wake).



Figur 5-5. Lokalt strømnings felt omkring cylinder (fra [4]).

drag ændrer strømmingen tæt ved tårnet. Hastighederne omkring tårnet kan skrives som $\mathbf{U}_{xyz} = (U_x, 0, U_z)$, som igen skal transformeres til lokale hastigheder $\mathbf{U}_{stn} = (U_s, U_t, U_n)$. Den samlede transformation kan herefter bestemmes til

$$\mathbf{V}_{stn} = \mathbf{V}'_{stn} - \mathbf{e}_t \Omega s \cos \gamma_c + \mathbf{U}_{stn} + \mathbf{v}_{stn},$$

hvor \mathbf{v}_{stn} er den tidsafhængige hastighed af det vibrerende blad. Den lokale flow vinkel og den relative hastighed kan herefter bestemmes som

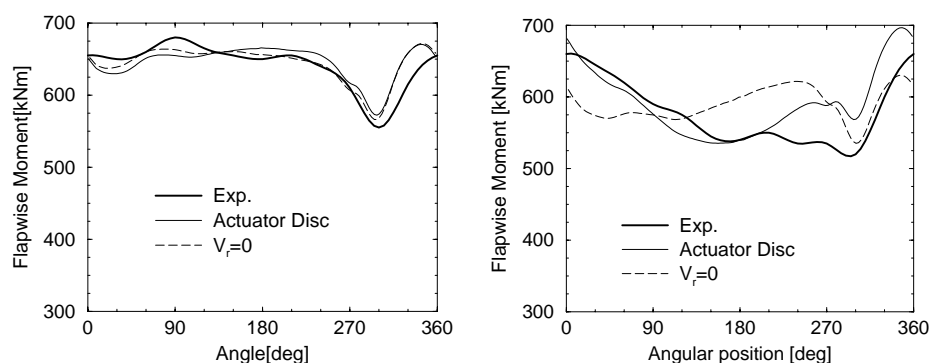
$$\phi = \tan^{-1} \left(\frac{V_n}{-V_t} \right), \quad V_{rel} = \sqrt{V_n^2 + V_t^2}.$$

Den samlede belastning, der påtrykkes i aktuator disk modellen, bestemmes som summen af de enkelte bidrag fra hvert blad for en given spanvis position.

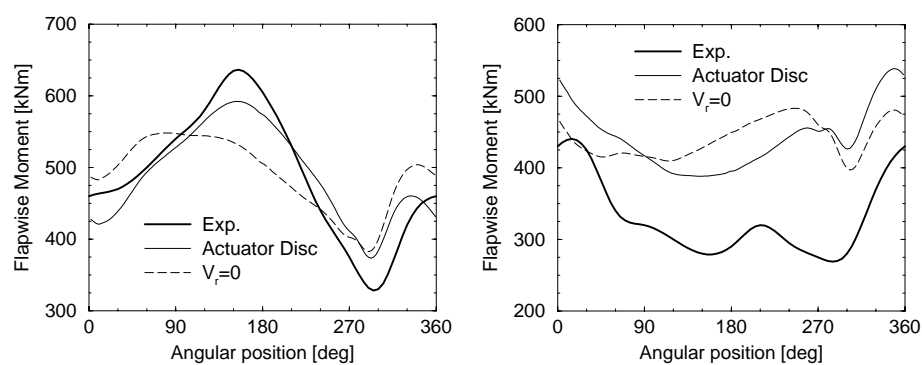
5.3 Resultater

Figur 5-6 viser det flapvise bøjningsmoment ved roden for yaw vinklerne -3° og $+32^\circ$ sammenholdt med eksperimentelle data for Tjæreborg møllen [1]. Tårnet er placeret ved en vinkel på 270° og modstandskoefficienten for tårnet er sat til $C_D = 1.2$. Ved en yaw vinkel på -3° ses, som forventet, kun mindre afvigelser. For at vurdere indflydelsen ved at inkludere den radiære hastighed på bøjningsmomentet, er der vist en beregning hvor $V_r = 0$. Dette vil svare til en standard BEM model. Ved -3° yaw er der stort set ingen forskel, men ved $+32^\circ$ yaw opnås en klart bedre overensstemmelse, når den radiære komponent inkluderes, dog stadig med nogen afvigelse i tårn området. Figur 5-7 viser to andre tilfælde ved store yaw vinkler, -51° og $+54^\circ$. Ved -51° fås klart det bedste resultat ved den fulde projektion, mens der ved $+54^\circ$ overestimeres med op til 40% for begge beregninger. En mulig forklaring på forskellen kunne være antagelsen om aksesymmetri som aktuator disk modellen er baseret på. En anden forklaring kunne også være indflydelsen af vindshear i målingerne, som der ikke er kompenseret for i denne model. Yawmomentet på møllen, defineret i [1], er vist i

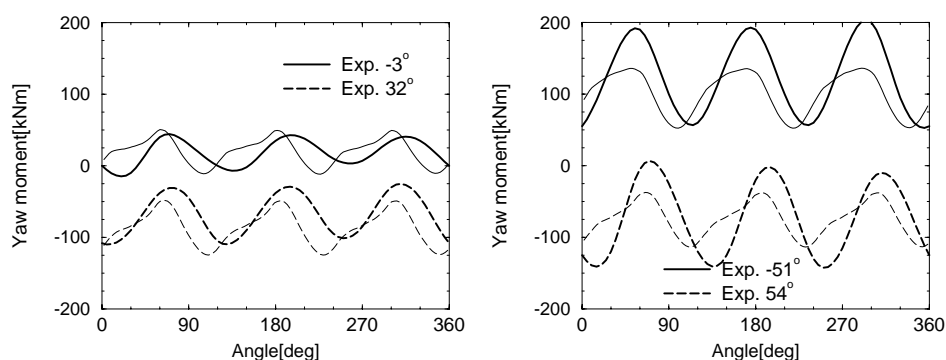
Figur 5-8 for de 4 tilfælde. For alle tilfælde ses, at er det opnåede middelniveau er i god overensstemmelse med målinger, men med en faseforskel på ca. 10° . For -51° er det maximale moment underestimeret med ca. 30%, men da dette resultat er direkte afhængigt af bøjningsmomentet, er afvigelserne på yawmomentet reflekteret i forudsigelsen af det flapvise bøjningsmoment.



Figur 5-6. Flapvis rod moment for Tjæreborg møllen ved yaw vinkler -3° (venstre) og $+32^\circ$ (højre).



Figur 5-7. Flapvis rod moment for Tjæreborg møllen ved yaw vinkler -51° (venstre) og $+54^\circ$ (højre).



Figur 5-8. Yawmomenter for Tjæreborg møllen.

5.4 Konklusion

En numerisk aktuator disk model er sat sammen med en tårn model og en elastisk model for bladene. Modellen er baseret på projektioner af det fulde hastighedsfelt og har derfor ingen empirisk modellering. Den dynamiske slipstrøm bag ved møllen udvikles på en fuldt instationær måde. Selv om modellen er ak-sesymmetrisk, så viser beregningerne af det flapvise bøjningsmoment klart bedre overensstemmelse med eksperimentelle resultater, når den radiære hastighedskomponent inkluderes.

5.5 Referencer

- [1] Schepers J. G. and Snel H., "Dynamic inflow: Yawed conditions and partial span pitch control", ECN-C-95-056, 1995, Netherlands Energy Research Foundation, ECN.
- [2] J. N. Sørensen, C. W. Kock, "A model for unsteady rotor aerodynamics", J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., **58**, 259-275, 1995.
- [3] Øye, Stig, "FIX Dynamisk, aeroelastisk beregning af vindmøllevinge", AFM83-08, 1983, Fluid Mechanics, DTU.
- [4] A. Björck, "Aerodynamic engineering calculations of blade tower interaction", Proc. 13th IEA Symposium on Aerodynamics of Wind Turbines, Stockholm, 1999, pp.173-186.

6 Yawberegning i HAWC

– Helge Aagaard Madsen, Christian Bak

6.1 Introduktion

Det er velkendt, at beregninger i yaw er en vigtig del ved opstilling af det samlede lastgrundlag for møller. Derfor er det også af væsentlig betydning, at de anvendte aeroelastiske modeller regner så nøjagtigt som muligt i den komplekse strømningstilstand, der opstår, når vindmøllen står skævt i vinden, d.v.s. kører i yaw.

De mest benyttede aeroelastiske modeller i den danske vindmølleindustri er FLEX4 (FLEX5) og HAWC. Under det Aeroelastiske Forskningsprogram (EFP-97) blev en aerodynamisk model for yaw implementeret i FLEX4 og benyttes nu i industrien.

I HAWC benyttes den velkendte blad element momentum model (BEM) uden korrektioner i yaw, men under det Aeroelastiske Forskningsprogram (EFP-98) blev en ny model HAWC-3D præsenteret, hvor hele den aerodynamiske del er udskiftet med en 3D actuator disk model, hvor strømningensfeltet udregnes med et CFD program (FIDAP). Da modellen er tredimensionel er den også i stand til at beskrive strømningen i yaw, og nedenfor i kap. 6.2 sammenlignes beregningsresultater med målinger på en 100 kW stall reguleret mølle (Tellus møllen), hvor bl.a. indstrømningen i form af indfaldsvinklen α og relativhastigheden w er målt. HAWC-3D er imidlertid et forholdsvis beregningstungt program sammenlignet med en aeroelastisk model baseret på BEM. Derfor har der indenfor det Aeroelastiske Program (EFP-2000) været arbejdet på at implementere en simpel model for yaw i HAWC, som ligner den model, der tidligere er implementeret i FLEX4. Yawmodellen beskrives kort i Kap. 6.3 og resultater sammenlignes med den langt mere detaljerede 3D actuator disk model i Kap. 6.4. Det skal bemærkes, at yawmodellen endnu ikke er færdigimplementeret i HAWC.

HAWC-3D kan regne detaljeret i yaw men er forholdsvis beregningstung

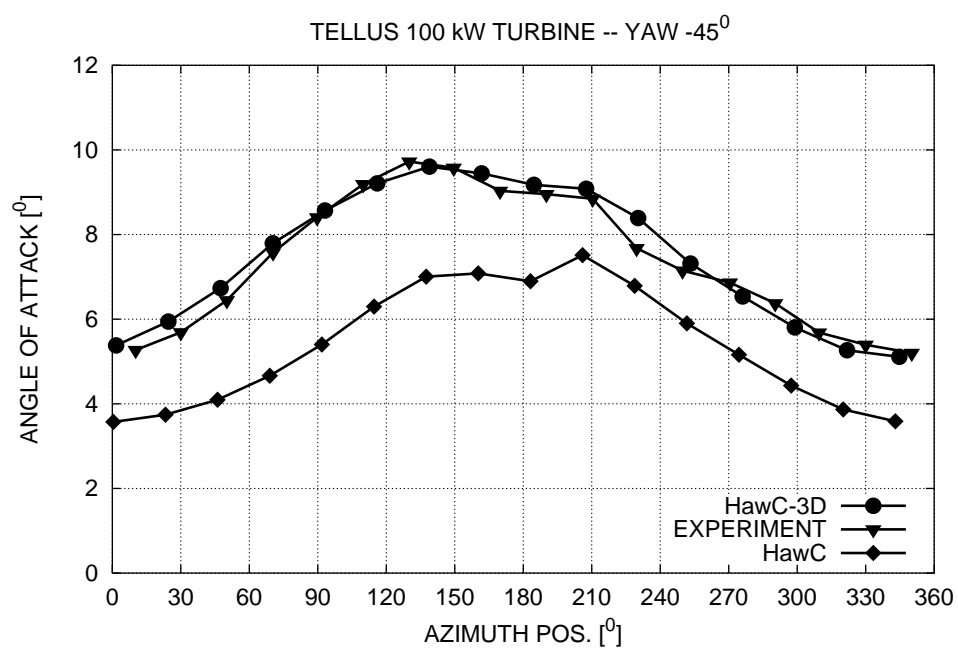
en simpel model for yaw implementeres i HAWC

6.2 Yawberegning med HAWC-3D

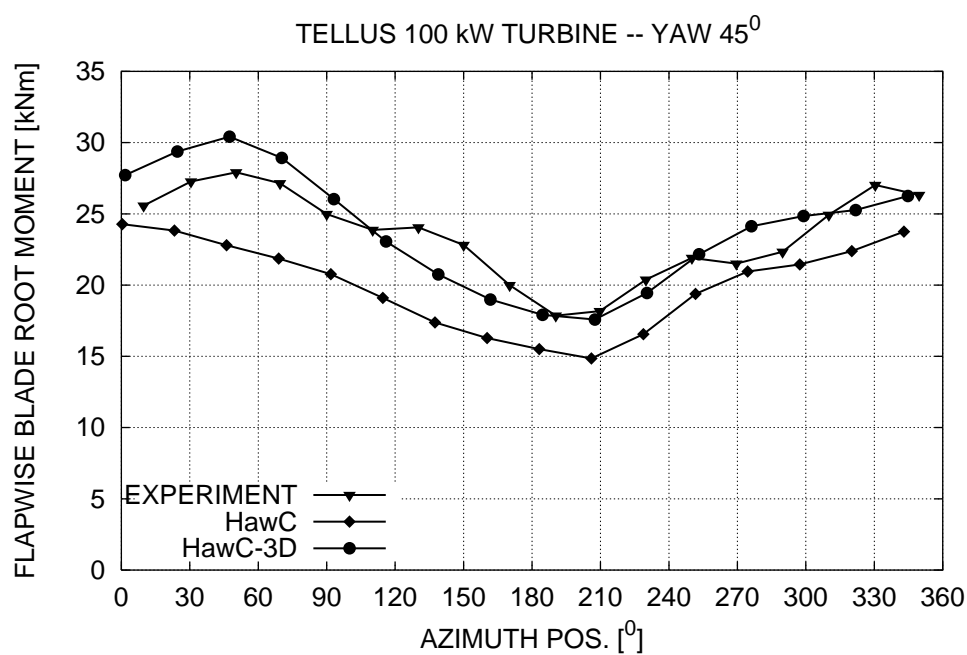
HAWC-3D beskrevet i [6-1] er en model bygget op ved en sammenkobling af den strukturelle del af HAWC med en 3D actuator disk model som den aerodynamiske del. En 3D actuator model forventes at give en god beskrivelse af strømningen gennem en vindmøllerotor, og sammenligninger med detaljerede målinger på en 100 kW stallreguleret mølle ved -45° yawfejl vist i Figur 6-1 til Figur 6-4 har bekræftet dette.

Der er en meget god overensstemmelse for indfaldsvinklen beregnet med HAWC-3D og målingerne i Figur 6-2, medens HAWC modellen uden korrektion for yaw beregner for kraftig induktion, d.v.s. for lille indfaldsvinkel, hvilket også er som forventet.

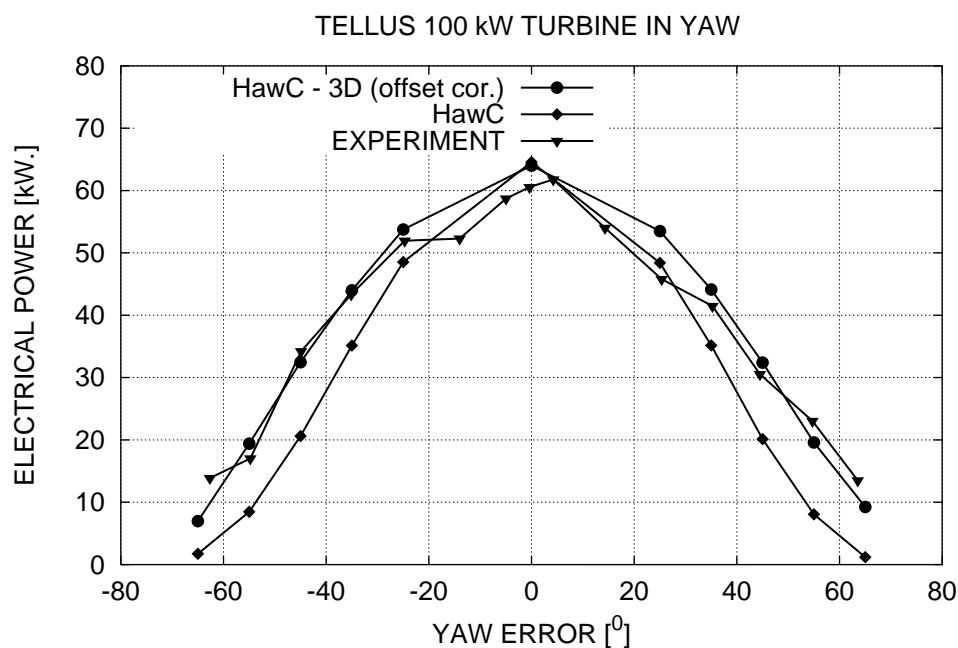
generelt en meget god overensstemmelse mellem målinger på en 100 kW mølle i yaw og beregninger med HAWC-3D



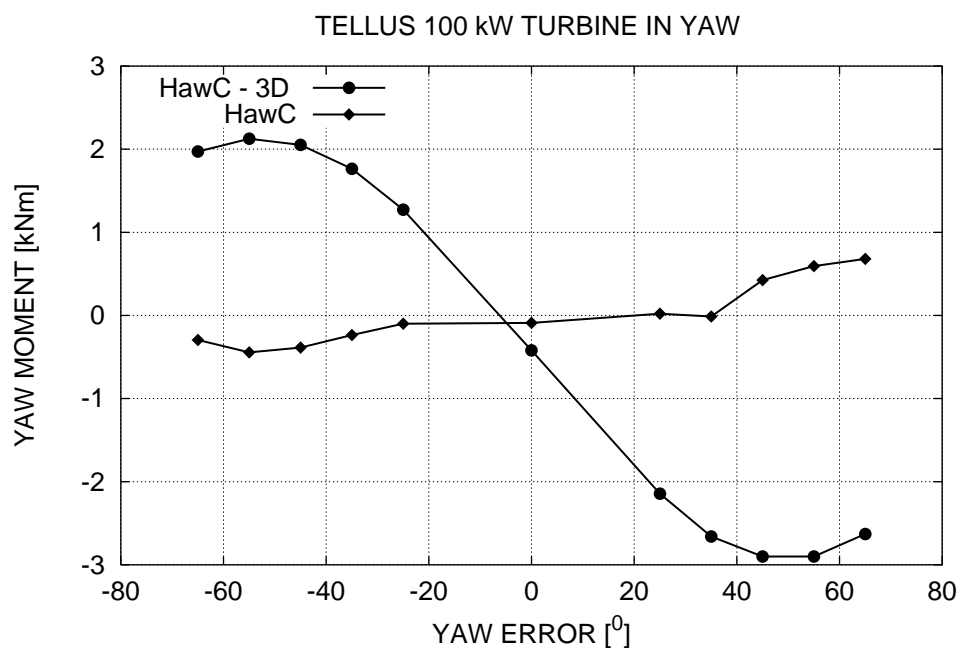
Figur 6-1. Sammenligning mellem beregnet og målt indfaldsvinkel ved en yawfejl på -45° og en vindhastighed på 9.5 m/s.



Figur 6-2. Sammenligning mellem beregnet og målt flapmoment ved en yawfejl på -45° og en vindhastighed på 9.5 m/s.



Figur 6-3. Sammenligning mellem beregnet og målt elektrisk effekt som funktion af yawfejlen ved en vindhastighed på 9.5 m/s.

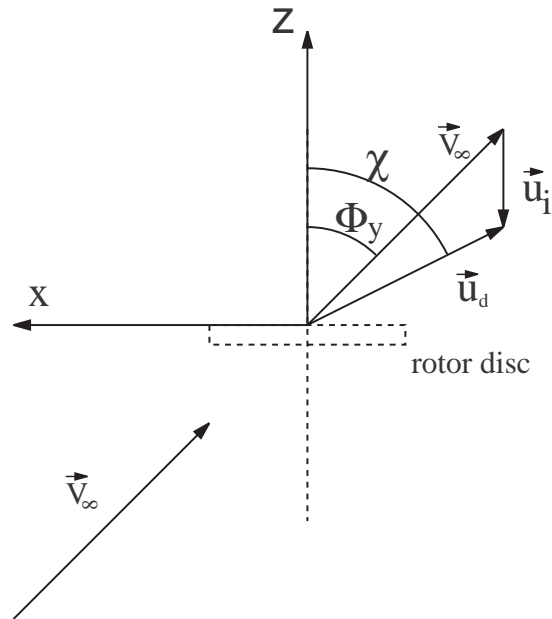


Figur 6-4. Sammenligning af yawmoment som funktion af yawfejlen beregnet med henholdsvis HAWC og HAWC-3D.

Ligeledes ses en god overensstemmelse mellem det beregnede flapmoment med HAWC-3D og målingerne Figur 6-2 medens HAWC beregner et for lavt flapmoment på grund af for kraftig induktion. Endelig beregnes også faldet i den elektriske effekt som funktion af yawvinklen ganske præcist med HAWC-3D, Figur 6-3.

Yawmomentet som funktion af yawvinklen er interessant, fordi det afspejler den grundlæggende ændring i induktionsfordelingen som funktion af yawvinklen. Induktionen vil være kraftigst på den del af rotoren, der er tættest på kølvandet, og det vil give et oprettende yawmoment på rotoren, som det ses i Figur 6-4 af kurven beregnet med HAWC-3D. Dette oprettende yawmoment fremkommer ikke med en standard BEM model implementeret i HAWC.

6.3 Glauerts model for induktion i yaw



Figur 6-5. Notation for aktuator disk model i yaw.

I det følgende gennemgås kort den induktionsmodel for yaw, der implementeres i HAWC. Det kan her nævnes, at problemstillingen omkring beregning i yaw bla. er behandlet i et EU støttet projekt ”Joint investigation of dynamic inflow effects and implementation of an engineering method”, [6-2].

Den generelle ligning opstillet af Glauert [6-4] for en actuator disk i yaw er:

$$T = A\rho|\vec{V}_\infty + \vec{u}_i|2u_i \quad (6-1)$$

hvor T er rotor thrust, \vec{u}_i er den inducerede hastighedsvektor gennem rotorskiven, \vec{V}_∞ er fristrømhastigheden, Φ_y er yawvinklen og χ kølvandets afbøjning.

For aksiel anstrømning kan følgende velkendte ligning udledes af ovenstående generelle ligning:

$$T = \dot{m} 2u_i = \rho A(V_\infty - u_i) 2u_i \quad (6-2)$$

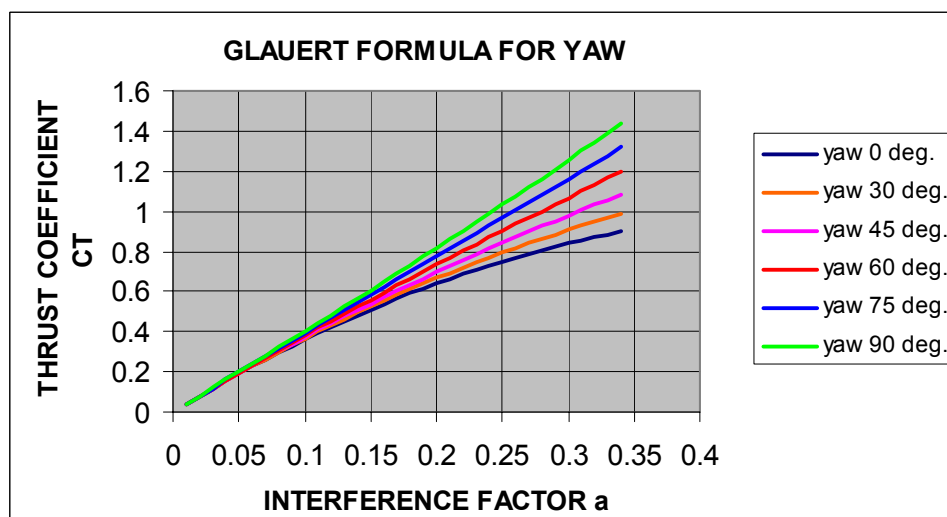
som viser, at den aksielle thrust er lig massestrømmen gennem rotorskiven multipliceret med den dobbelte inducerede hastighed. Forskellen mellem de to ligninger er, at den resulterende hastighedsvektor gennem rotorskiven i den gene-

relle ligning er vektorsummen af fristrøms hastigheden og den inducerede hastighed.

Ligning (6-2) kan nu ved indførelse af rotor thrust koefficienten omskrives til:

$$\frac{T}{\frac{1}{2} A \rho V_{\infty}^2} = CT = 4a (1 + a^2 - 2a \cos \Phi_y) \quad (6-3)$$

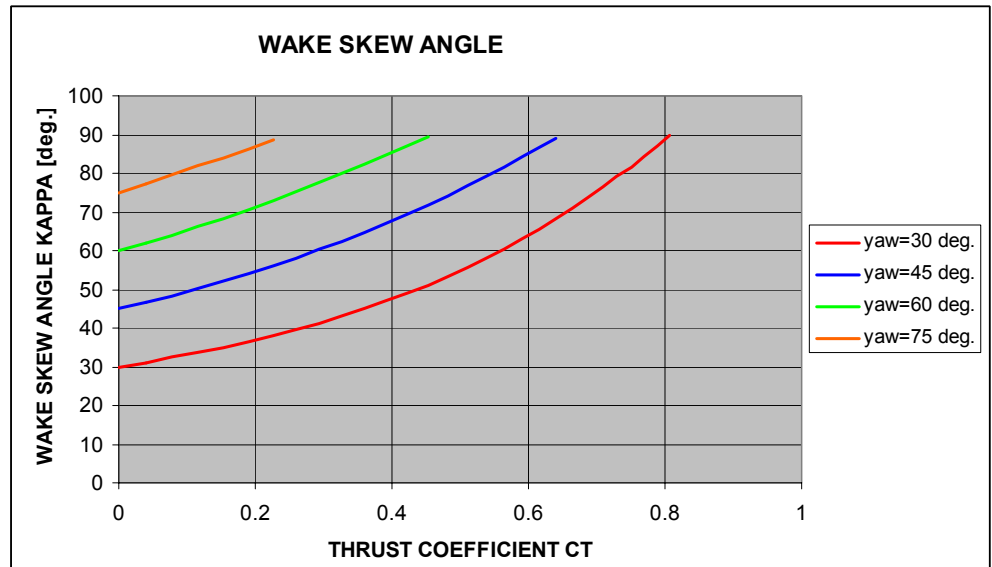
hvor Φ_y er yawvinklen.



Figur 6-6. Induktionsfaktoren a for forskellige yawvinkler udregnet ud fra den generelle Glauert ligning.

Induktionsfaktoren beregnet efter (5-3) er optegnet i Figur 6-6, og det ses, at induktionsfaktoren a aftager med voksende yawvinkel og fastholdt thrustkoefficient. Benyttelse af en standard BEM i yaw, d.v.s. løsningen for 0° yawvinkel vil derfor give for stor induktion.

induktionen aftager med voksende absolut værdi af yawvinklen



Figur 6-7. Køl vandets afbøjning som funktion af thrustkoefficienten beregnet på grundlag af Glauerts ligning.

Køl vandets afbøjning χ er givet, når induktionen kendes og kan skrives som:

$$\tan(\chi) = \frac{V_{\infty} \sin(\Phi_y)}{V_{\infty} \cos(\Phi_y - u_i)} \quad (6-4)$$

χ er optegnet i Figur 6-7, og det ses, afbøjningen er større end yawvinklen Φ_y , hvilket skyldes induktionen.

6.3.1 Variation af induktionen som funktion af azimuth position

Ud over den mindre induktion for voksende yawvinkel som vist ovenfor er den anden effekt af yaw, at induktionen varierer over rotorskiven. På grund af at kølvandet ligger usymmetrisk i forhold til rotorskiven vil induktionen være størst på den del af rotorskiven, der er tættest på kølvandet, d.v.s. på den negative del af x-aksen i Figur 6-5. Også denne effekt er behandlet af Glauert, som har foreslået følgende ligning:

$$u_{ix} = u_i \left(1 + k_x \frac{x}{R} \right) = u_i (1 + k_x r \cos(\psi)) \quad (6-5)$$

hvor ψ er azimuthpositionen defineret ved:

$$\psi = \tan^{-1}(-y / -x) \quad (6-6)$$

En variation af Glauerts ligning er at give mulighed for variation af induktionen også i tværretningen, d.v.s.:

$$u_{ix} = u_i \left(1 + k_x \frac{x}{R} + k_y \frac{y}{R} \right) \Rightarrow \quad (6-7)$$

$$u_{ix} = u_i (1 + k_x r \cos(\psi) + k_y r \sin(\psi)) \quad (6-8)$$

Forskellige udtryk for k_x og k_y er foreslået som vist i følgende tabel fra [6-3]:

Table 3.1. *Various Estimated Values of First Harmonic Inflow*

Author(s)	k_x	k_y
Coleman et al. (1945)	$\tan(\chi/2)$	0
Drees (1949)	$(4/3)(1 - \cos \chi - 1.8\mu^2)/\sin \chi$	-2μ
Payne (1959)	$(4/3)(\mu/\lambda/(1.2 + \mu/\lambda))$	0
White & Blake (1979)	$\sqrt{2} \sin \chi$	0
Pitt & Peters (1981)	$(15\pi/23) \tan(\chi/2)$	0
Howlett (1981)	$\sin^2 \chi$	0

Figur 6-8. *Forskellige forslag til inflow koefficienter fra [6-3].*

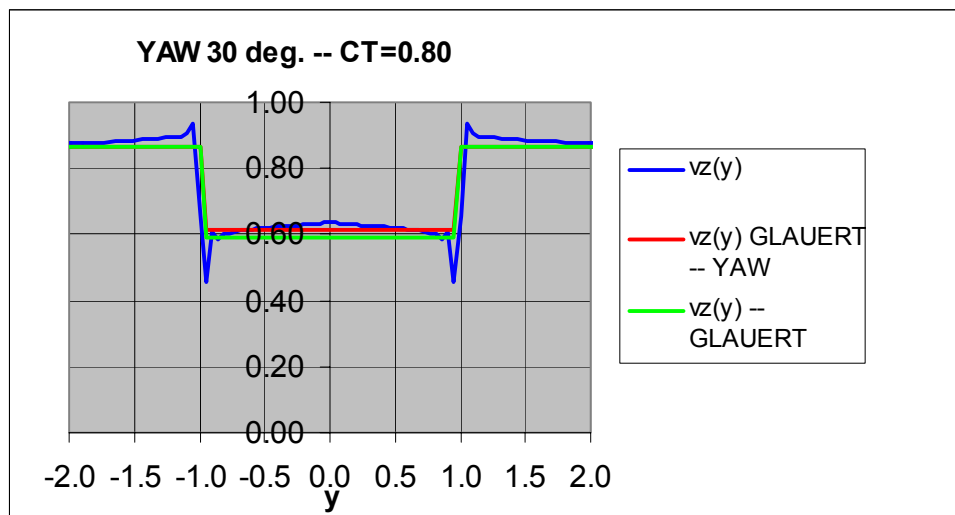
6.4 Sammenligning af Glauerts induktionsmodel i yaw med en 3D aktuator disk model med konstant belastning

I det følgende er Glauerts model for induktionen i yaw sammenlignet med resultater fra en 3D aktuator disk model med konstant belastning. Middelinduktionen er givet ved (5-3) og er induktionen langs y-aksen. For induktionen langs x-aksen gælder (5-7), og den bedste overensstemmelse med de numeriske resultater er opnået med $k_x = \tan(0.3 \chi)$ og $k_y = 0$.

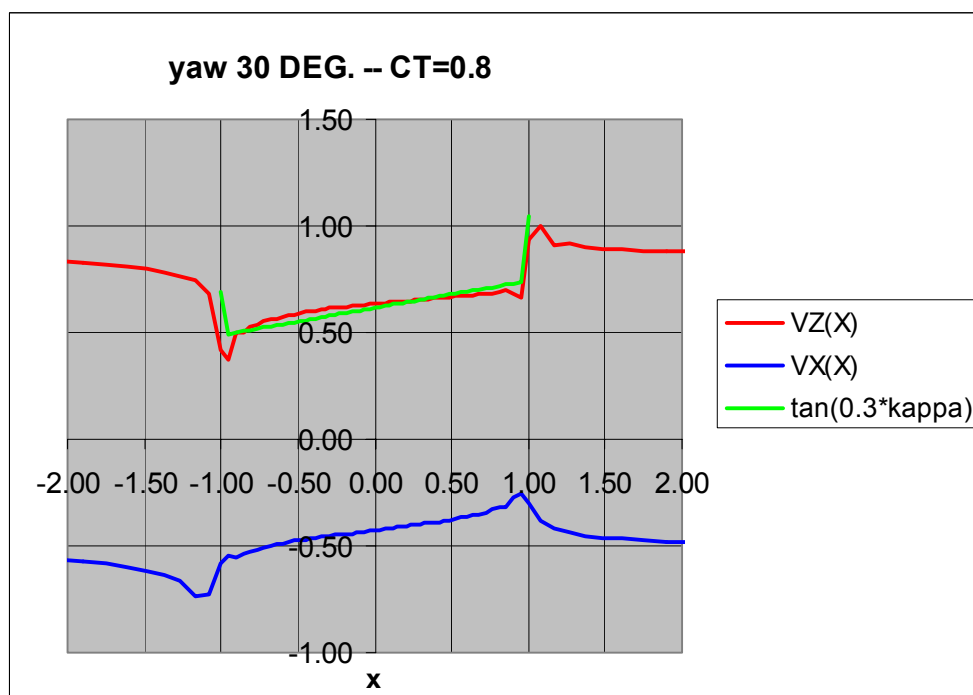
Bortset fra områderne ud mod kanten af rotorskiven er der generelt god overensstemmelse mellem resultaterne fra den simple model og 3D aktuator disk modellen, Figur 6-9 til Figur 6-12. Både middelinduktionens såvel som variationen af induktionen bestemmes ganske præcist. Implementering af yawmodellen i HAWC baseres derfor på disse udtryk.

god overensstemmelse mellem Glauerts model for induktion i yaw og HAWC-3D

6.4.1 Yaw 30 deg.

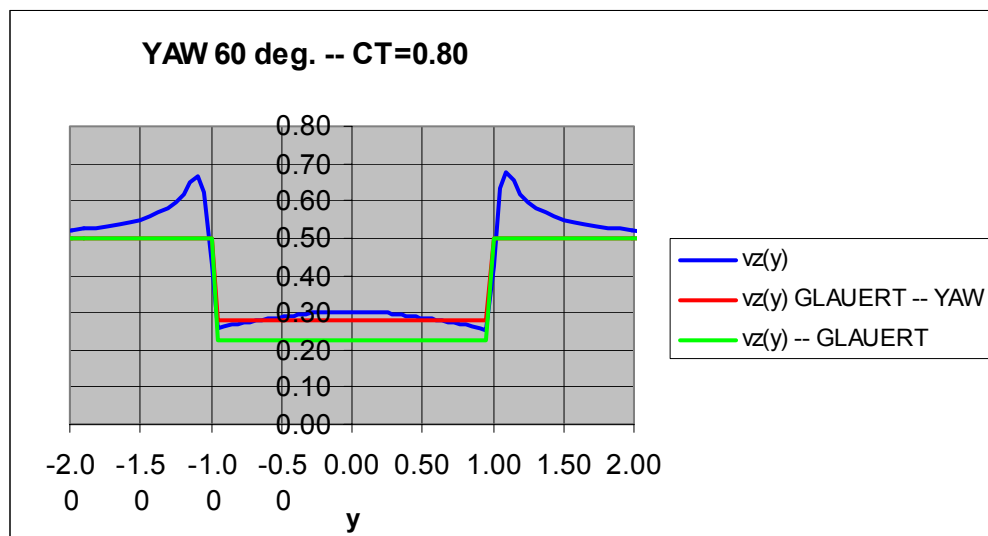


Figur 6-9. Sammenligning af Glauerts model for yaw med en 3D aktuator disk model. Hastigheder vist langs y-aksen, se Figur 6-5.

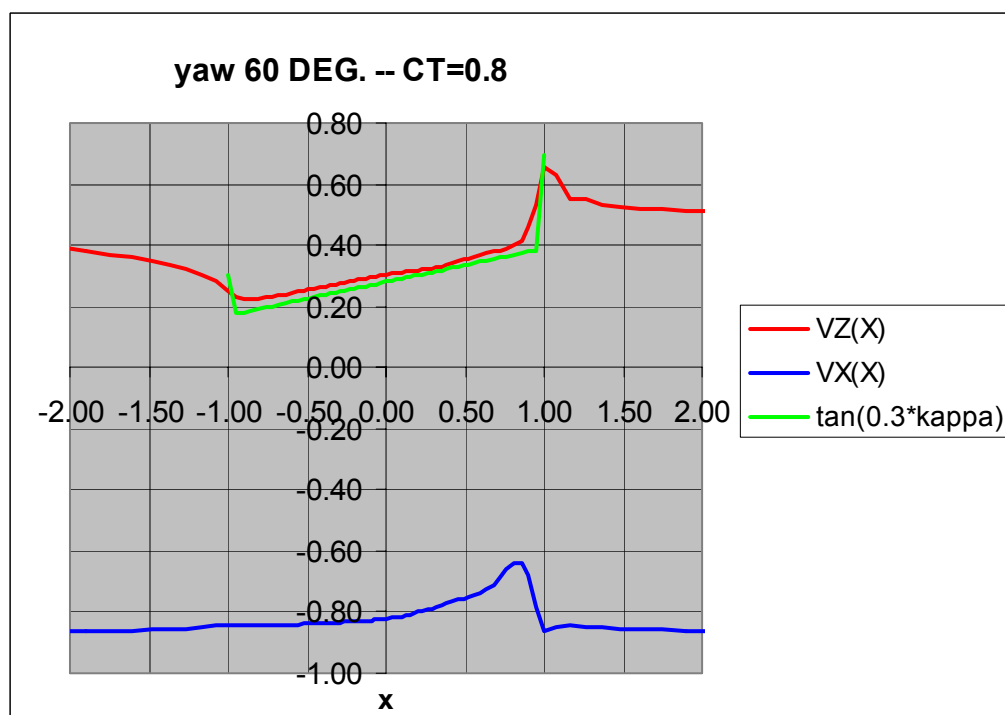


Figur 6-10. Sammenligning af Glauerts model for yaw med en 3D aktuator disk model. Hastigheder vist langs x-aksen, se Figur 6-5.

6.4.2 Yaw 60 deg.



Figur 6-11. Sammenligning af Glauerts model for yaw med en 3D aktuator disk model. Hastigheder vist langs y-retningen, se Figur 6-5.



Figur 6-12. Sammenligning af Glauerts model for yaw med en 3D aktuator disk model. Hastigheder vist langs y-retningen, se Figur 6-5.

6.5 Referencer

- [6-1] Madsen, H.A (Ed). "*Forskning i Aeroelasticitet – EFP-98*". Risø-R-1129(DA). Forskningscenter Risø, Roskilde, August 1999.
- [6-2] Schepers, J.G. "*Dynamic Inflow: Yawed conditions and partial span pitch control*". Report ECN—95-056, ECN October 1995.
- [6-3] Leishman, J.G. "*Principles of Helicopter Aerodynamics*". Cambridge University Press 2000.
- [6-4] Durand, W.F. "*Aerodynamic Theory*". Vol IV, Div. L: Airplane Propellers by H. Glauert Durand.

7 Design af profilserie

– Christian Bak, Peter Fuglsang

Valget af vindmøllevingers tværsnitsform, også kaldet profiler, er vigtigt for en vindmølles effektivitet, laster og dynamik. Profilerne skal forefindes i flere forskellige tykkelser, da vingen er tykkest ved navet og bliver tyndere ud mod vingens tip. Denne række af profiler i forskellige tykkelser kaldes også en profilserie. På vindmøllevinger er det udbredt at benytte profiler, som blev udviklet til flyvemaskiner i 1940'erne og 1950'erne. Disse profiler har vist sig at være gode og profilerne egenskaber er veldokumenterede i form af målinger både i vindtunneller og fra brugen på vindmøllerotorer. Imidlertid er profilerne ikke udviklet til vindmøller og er derfor ikke designet til f.eks. drift i stall eller med ruhed på forkanten i form af insekter eller støv. Derfor er der på Risø udviklet værktøjer til at designe og optimere profiler specielt til vindmøller. Det har bl.a. resulteret i en profilserie kaldet Risø-A, Fuglsang og Dahl [7-1], som omfatter tykkelser fra 12% til 30%. Af øvrige bidragydere til udvikling af vindmølleprofiler kan nævnes Björck [7-2] (FFA-profilerne), Tangler og Somers [7-3] (SERI-profilserien) og Timmer og van Rooy [4] (Delft-DU-profilerne).

På baggrund af den igangværende udvikling af havvindmøller blev det besluttet at designe en profilserie med høj maksimal opdrift. Profilserien blev designet til pitchregulerede møller med variabelt omdrejningstal og med en rotordiаметer på omkring 80 m. Arbejdet med udviklingen af profilerne bestod af flere dele:

1. En undersøgelse af eksisterende profilers egenskaber.
2. Opstilling af ønskede egenskaber.
3. Modeludvikling.
4. Designfase.
5. Evaluering af design.

I det følgende vil arbejdet blive beskrevet i detaljer.

7.1 Undersøgelse af eksisterende profiler

Flere typer af profilserier og deres aerodynamiske egenskaber blev undersøgt. Dette blev gjort ved anvendelse af et profilkatalog, som er udarbejdet af Bertagnolio et al. [7-5]. Følgende profiler serier blev undersøgt, hvor de to første serier er meget anvendt på eksisterende danske vindmøller:

NACA
FFA-W3
Risø-A1
Delft DU
SERI
NASA LS(1)

Ved design af profiler er der tradition for, at optimere dem til et højt forhold mellem opdrift og modstand, hvor opdriften er vinkelret på strømningsretningen og modstanden er parallel med strømningsretningen. På flyvemaskiner er dette forhold kendt som glidetallet og er et tal der angiver, hvor mange meter man kan svæve for hver meter man falder. Så jo større glidetallet desto bedre er vingens effektivitet. Desuden optimeres traditionelt også grænselaget på profilets overflade, så det opnår de bedste egenskaber. Blandt andet ønskes det, at profi-

valg af profiler til vindmøllevinger er vigtigt for møllers effektivitet, laster og dynamik

en profilserie med høj maksimal opdrift er blevet designet

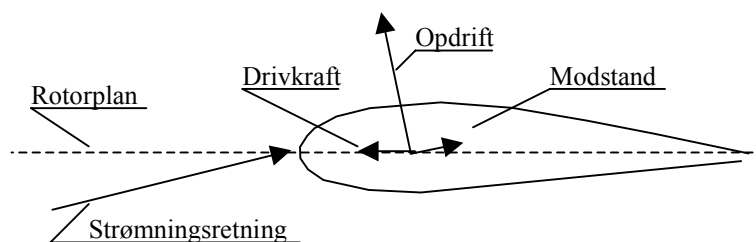
flere profilserier aerodynamiske egenskaber er undersøgt

lerne er relativt ufølsomme over for ruhed i form af insekter og sand/støv. Derfor designs profilerne, så omslaget fra laminar til turbulent strømning sker på profilets forkant.

en høj drivkraft i rotorplanet er vigtig

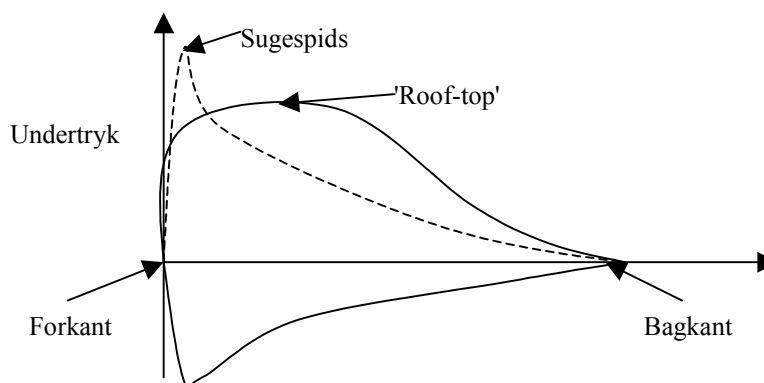
En gennemgang af eksisterende profiler viste følgende:

- For profiler på den yderste del af vingen er en høj drivkraft i rotorplanet, dvs. i profilets korderetning vigtigere end et højt glidetetal. Det er derfor ikke afgørende, hvad profilets modstand er i strømningsretningen, da den kraft som rotoren drives af er parallel med rotorplanet og derfor generelt ikke parallel med strømningsretningen, Figur 7-1.



Figur 7-1. Kræfternes retning på et vindmølleprofil. Kræfternes retning på et vindmølleprofil.

- Profiler med 'roof-top' trykfordeling, se Figur 7-2, er vanskelige at lave beregninger på, da omslaget fra laminar til turbulent strømning er kompliceret at modellere. Eftersom designet baserer sig på strømningsberegninger er det vigtigt at være opmærksom på dette.



Figur 7-2. Skitse af to forskellige typer trykfordelinger omkring et profil: 1) Stiplet trykfordeling med sugespids og hurtigt aftagende undertryk fra forkanten mod bagkanten af profilet og 2) Fuldt optrukken trykfordeling med 'roof-top', hvor det maksimale undertryk er relativt konstant over en del af profilets sugeside.

ufølsomhed over for ruhed er også vigtigt

- Designkriteriet, hvor omslaget fra laminar til turbulent strømning sker fra forkanten, bør suppleres med et designkriterie, hvor profilet også får en høj maksimal opdrift ved turbulent strømning. Dette sikrer en større ufølsomhed overfor ruhed på forkanten.

7.2 Opstilling af ønskede egenskaber

På baggrund af gennemgangen af de eksisterende profiler var de ønskede egenskaber for de nye profiler følgende:

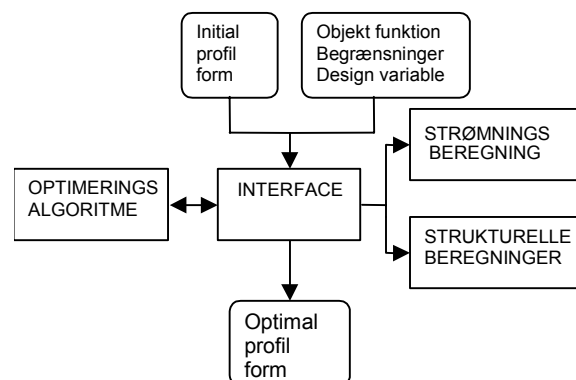
- Driftsbetingelser blev skræddersyet til møllestørrelsen. Dette inkluderer:
 - Reynoldstal.
 - Vingedesign, dvs. ved hvilke radier og ved hvilke strukturpitchvinkler profilerne skal benyttes.
 - Reguleringsstrategi.
- Ufølsomhed overfor ruhed sikres ved at kræve høj maksimal opdrift ved antagelse af turbulent strømning samtidig med, at strømmingen slår om fra laminar til turbulent strømning fra forkanten lige før maksimal opdrift.
- Gode off-design egenskaber sikres ved at optimere profilernes effektivitet både før og under stall. Bl.a. ønskes høj effektivitet i et relativt stort indfaldsvinkelinterval før stall. Endvidere ønskes et blødt stallforløb.
- God geometrisk kompatibilitet mellem de forskellige profiltykkelser. Dette er af strukturelsyn for at sikre en strukturelt homogen vinge.
- Egenskaberne, som profilerne skal optimeres til, skal være:
 - Maksimal drivkraft ved indfaldsvinkler før stall.
 - Maksimal opdrift ved stall og i poststall ved antagelse af turbulent strømning fra forkanten.
- En form der er god ved både design og produktion af vingen.

ønskede egenskaber for de nye profiler blev opstillet

7.3 Modeludvikling

For at designe profilerne blev designværktøjet *AIRFOIL* benyttet. Dette program er udviklet over en årrække og er beskrevet af Fuglsang og Dahl [7-6]. En skitse af programmets funktion og opbygning ses i Figur 7-3.

AIRFOIL er et profil-optimeringsværktøj, som er udviklet på Risø over en årrække



Figur 7-3. Skitse af profildesignværktøjet *AIRFOIL*.

Input til programmet er:

- En profilform.
- Objektfunktioner, som er de størrelser der skal enten maksimeres eller minimeres.
- Designvariable, som er koordinater, der beskriver geometrien.
- Begrænsninger, som kan være krav til geometri eller ydeevne der skal overholdes.

Programmet består overordnet af to dele:

- En optimeringsalgoritme, der minimerer/maksimerer objektfunktionerne og hvor resultatet er et nyt profildesign.
- Strømnings- og/eller strukturberegninger, hvor strømmingen omkring profilet og profilets strukturegenskaber bestemmes.

Optimeringsalgoritmen gennemløbes flere gange og bruger strømnings- og/eller strukturberegningerne til at optimere objektfunktionerne med de begrænsninger, der er i optimeringen. Strømningsberegningerne foretages vha. *XFOIL*, Drela [7-7], som er et program der baserer sig på en inviskos hvirvel-panel metode.

Det endelige output fra programmet er den optimale profilform.

Programmet kan optimere adskillige strømningsparametre, så som:

- Opdrift, modstand og moment.
- Grænselagsparametre.
- Geometriske størrelser som f.eks. profilkonturens hældning og krumning og profiltykkelse.

AIRFOIL er udvidet yderligere i EFP-2000

AIRFOIL er udvidet yderligere i EFP-2000. Følgende dele er implementeret:

- Optimering af både profilets drivkraft og normalkraft.
- Optimering af strømningsparametre ved antagelse af både laminar og turbulent strømning fra forkanten.
- Optimering ved indfaldsvinkler relativt til den indfaldsvinkel, hvor opdriften er nul. Disse indfaldsvinkler afhænger af profilets camber og den effektive ombøjning af strømmingen, hvorfor disse nu også er frie parametre.

nye optimeringsparametre samt anvendelse af CFD under optimeringen er implementeret

Desuden er der udviklet et interface mellem optimeringsprogrammet og Computational Fluid Dynamics (CFD)-programmet *EllipSys2D*, Sørensen [7-8] og Michelsen [7-9]. Dette er gjort, fordi *XFOIL* generelt overvurderer opdriften i stall, hvorimod *EllipSys2D* generelt bestemmer opdrift og modstand bedre. Eftersom beregningerne foretages på et numerisk beregningsnet, hvor værdien af hastigheder, tryk og turbulens bestemmes i hver celle af nettet, skal et sådant net genereres. Dette gøres normalt manuelt. Udviklingen af interfacet mellem optimeringsalgoritme og CFD har således indbefattet:

- Automatisk netgenerering.
- Automatisk afvikling af *EllipSys2D* fra interface.

Eftersom *EllipSys2D*-beregningerne er mere tidskrævende end *XFOIL*-beregningerne vil generelt kun udvalgte indfaldsvinkler, som typisk vil være i stall, blive optimeret vha. CFD.

7.4 Designfase og evaluering

tre nye profiler med høj opdrift er designet: 18%, 24% og 30%

I det følgende vises resultater fra design af profilerne. Profiler med tre forskellige tykkelser er designet: 18%, 24% og 30%. De viste profilegenskaber er resultatet af en lang række optimeringer, hvor det endelige profildesign er et kompromis mellem flere forskellige ønsker til profilets egenskaber. Således kan et blødt stallforløb modarbejde profilets effektivitet før stall. Imidlertid er et pludseligt stall med et pludseligt tab af fremdrift som resultat uacceptabelt, hvorfor dette kompromis er nødvendigt.

Designkriteriet for profilerne var:

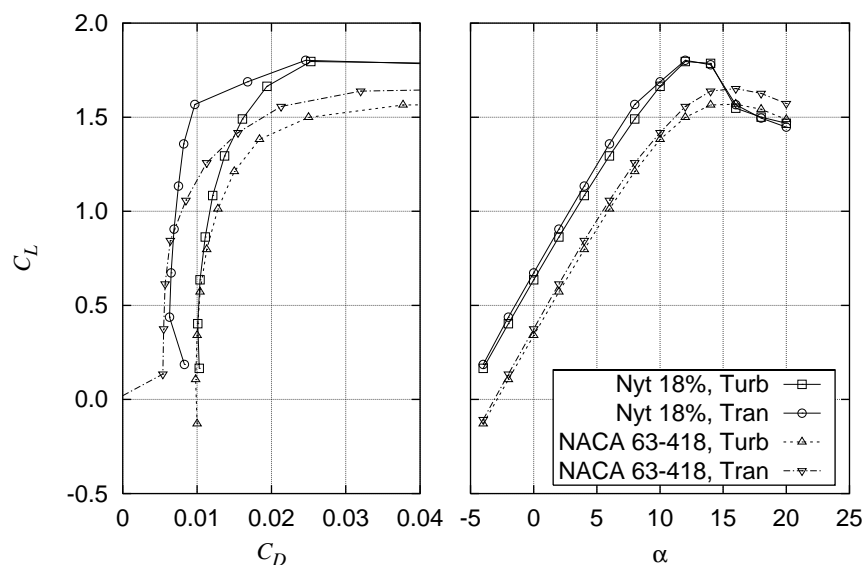
- Optimal drivkraft for to indfaldsvinkler, α_I , hvor $\alpha_I = \alpha - \alpha_0$, α er indfaldsvinklen og α_0 er indfaldsvinklen for nul opdrift. Nul opdrift findes således altid for $\alpha_I = 0^\circ$.
- Begrænsningerne er:
 - Opdriften skal være større end givne værdier i poststall for at sikre et blødt stall.
 - Profiltykkelsen er fastholdt.
 - Profilets tykkelse ved bagkanten skal være større end en given værdi for at sikre at profilets geometri bliver realiserbar.
 - Omslag fra laminar til turbulent strømning skal ske fra forkanten lige før maksimal opdrift opnås.

De resulterende profilkarakteristikker er beregnet vha. stationære *EllipSys2D*-beregninger med antagelse af fri transition (*Tran*) og fuldt turbulent strømning (*Turb*).

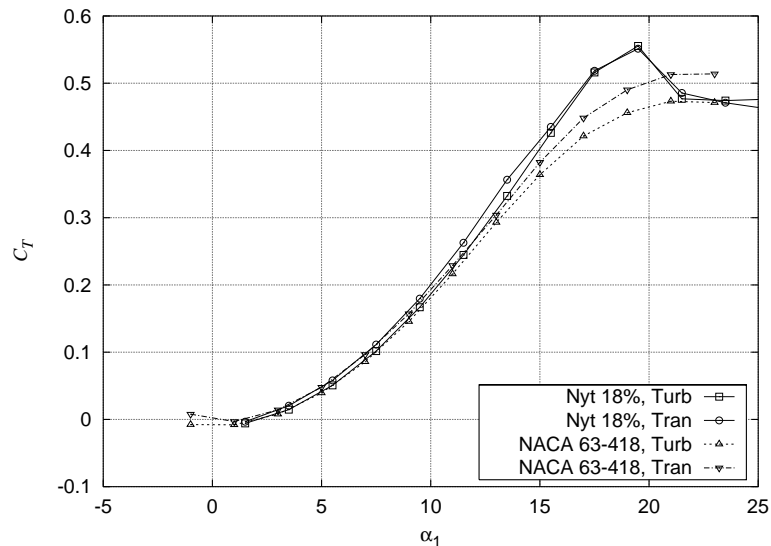
7.4.1 Nyt 18%-profil

For dette profil blev drivkraften optimeret ved indfaldsvinklerne $\alpha_I = 9^\circ$ og 14° . Dette svarer for det resulterende profil til $\alpha = 3.5^\circ$ og 8.5° . Resultatet af optimeringen ses i Figur 7-4 og Figur 7-5. Figur 7-4 viser profilets karakteristisk i form af C_L og C_D , som er den traditionelle måde at angive egenskaberne på. På Figur 7-5 ses desuden drivkraften, C_T , som er parallel med profilets korderetning. Det var denne størrelse der blev optimeret. C_T er vist som funktion af α_I . Egenskaberne er sammenlignet med det hyppigt anvendte NACA 63-418-profil.

det nye 18%-profil er sammenlignet med det hyppigt anvendte NACA 63-418



Figur 7-4. Profilkarakteristik for det nye 18%-profil og NACA 63-418. Til venstre ses opdriften C_L som funktion af modstanden C_D og til højre C_L som funktion af indfaldsvinklen α . Karakteristikkerne er beregnet vha. *EllipSys2D*. 'Tran' angiver antagelse af fri transition, mens 'Turb' angiver antagelse af fuldt turbulent strømning.



Figur 7-5. Drivkraftskoefficienten, C_T , som funktion af indfaldsvinklen, α_i , for det nye 18%-profil og NACA 63-418. Karakteristikkerne er beregnet vha. Ellip-Sys2D. 'Tran' angiver antagelse af fri transition, mens 'Turb' angiver antagelse af fuldt turbulent strømning

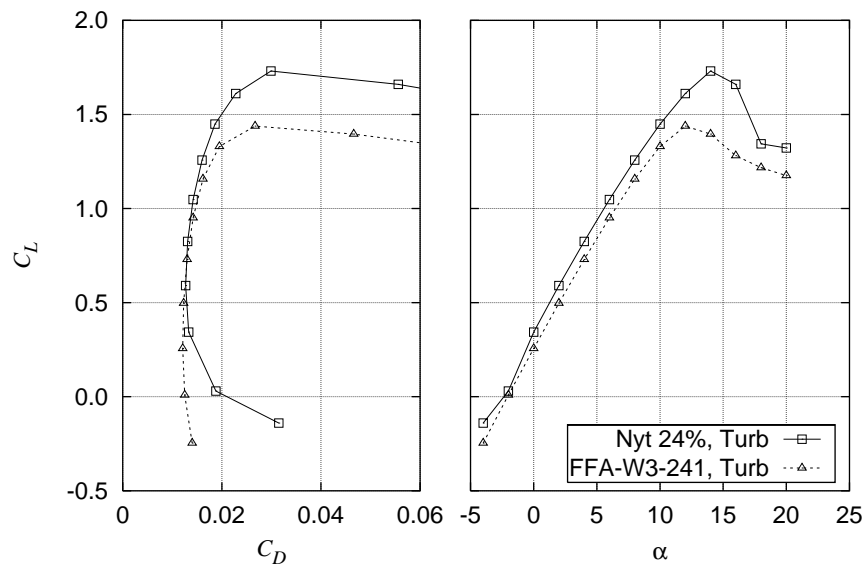
.... og det viser, at det nye profil har højere maksimal opdrift, er mere ruhedsfølsomt og mere effektivt for indfaldsvinkler over 5°

Det ses, at såvel glidetallet, som er forholdet mellem C_L og C_D , og drivkraftskoefficienten, C_T , er større end for NACA 63-418-profilen for indfaldsvinkler, α , større end ca. 5° . Desuden ses, at den maksimale opdrift er 1.8 for de nye profiler imod 1.65 for NACA-profilen. Den maksimale opdrift for det nye profil er ens hvad enten der antages fri transition eller fuldt turbulent strømning. Dette er en indikation af, at profilet er ruhedsfølsomt. Det ses også, at opdriften aftager hurtigere i poststall for det nye profil sammenlignet med NACA-profilen. Dette er uundgåeligt, idet der fra den høje maksimale opdrift skal aftrappes til samme niveau i poststall som for NACA-profilen. Imidlertid undgås et pludseligt forfald lige efter maksimal opdrift, da omslaget fra laminar til turbulent strømning sker på profilets forkant. Opdriften aftager således kontrolleret med separation fra bagkanten.

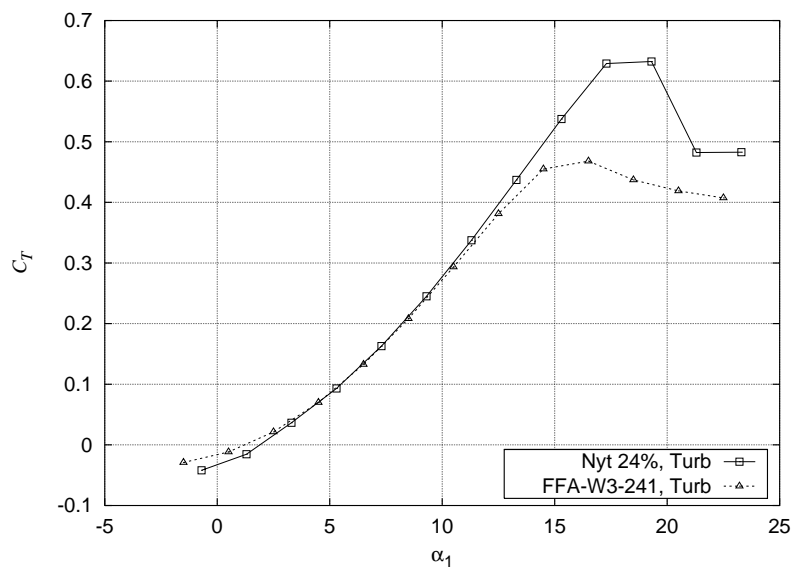
7.4.2 Nyt 24%-profil

det nye 24%-profil er sammenlignet med det hyppigt anvendte FFA-W3-241

For dette profil blev drivkraften optimeret ved indfaldsvinklerne $\alpha_i = 9^\circ$ og 16° . Dette svarer for det resulterende profil til $\alpha = 5.7^\circ$ og 12.7° . Resultatet af denne optimering ses i Figur 7-6 og Figur 7-7. Figur 7-6 viser profilets karakteristik i form af C_L og C_D . På Figur 7-7 ses drivkraften, C_T , i rotorplanet under antagelse af, at profilet er vredet 5° ud af rotorplanet svarende til vridningen på en vindmøllevinge. Det var denne størrelse der blev optimeret. C_T er vist som funktion af α_i . Egenskaberne er sammenlignet med det hyppigt anvendte FFA-W3-241-profil. Kun turbulente beregninger er vist, da beregninger ved antagelse af fri transition erfaringsmæssigt overvurderer den maksimale opdrift ved denne og større profiltykkelser.



Figur 7-6. Profilkarakteristik for det nye 24%-profil og FFA-W3-241. Til venstre ses opdriften C_L som funktion af modstanden C_D og til højre C_L som funktion af indfaldsvinklen α . Karakteristikkerne er beregnet vha. EllipSys2D. 'Turb' angiver antagelse af fuldt turbulent strømning.



Figur 7-7. Drivkraftskoefficienten, C_T , som funktion af indfaldsvinklen, α_1 , for det nye 24%-profil og FFA-W3-241. Karakteristikkerne er beregnet vha. EllipSys2D. 'Turb' angiver antagelse af fuldt turbulent strømning

Det ses, at såvel glidetallet og drivkraftskoefficienten er større end for FFA-W3-241-profilen for indfaldsvinkler, α , større end ca. 10° . Desuden ses, at den maksimale opdrift er 1.7 for de nye profiler imod 1.45 for FFA-profilen. Det ses også, som det var tilfældet for 18%-profilen, at opdriften aftager hurtigere i poststall for det nye profil sammenlignet med FFA-profilen. Dette er uundgåeligt, idet der fra den høje maksimale opdrift skal aftrappes til samme niveau i poststall som for FFA-profilen. Som for det nye 18%-profil undgås et pludseligt forkantsstall lige efter maksimal opdrift, da omslaget fra laminar til turbu-

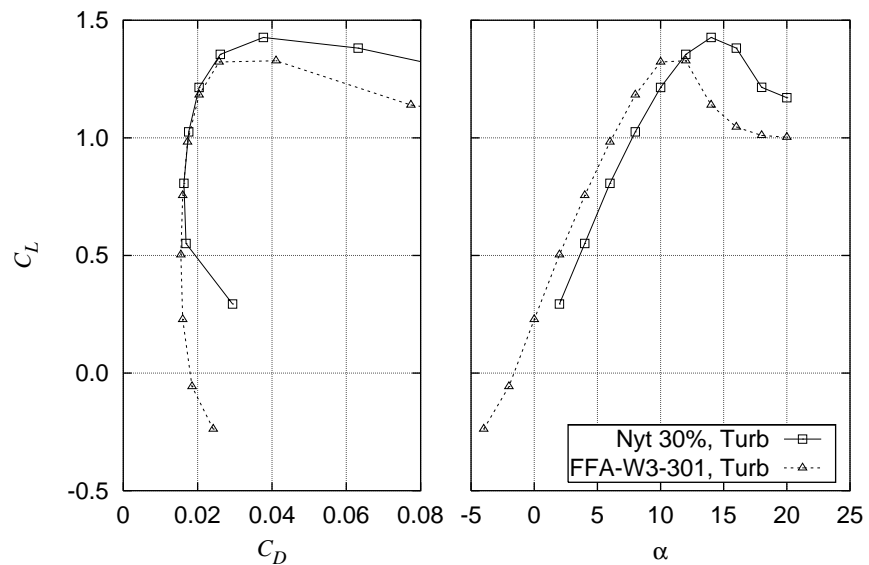
.... og det viser, at det nye profil har højere maksimal opdrift og er mere effektivt for indfaldsvinkler over 10°

lent strømning sker på profilets forkant. Profilet staller således med separation fra bagkanten.

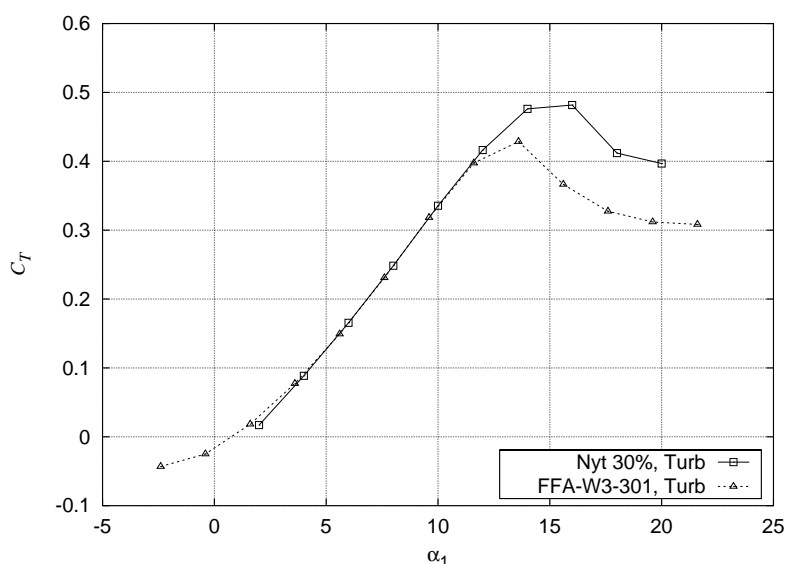
7.4.3 Nyt 30% profil

det nye 30%-profil er sammenlignet med det hyppigt anvendte FFA-W3-301

For dette profil blev drivkraften optimeret ved indfaldsvinklerne $\alpha_l = 9^\circ$ og 16° . Dette svarer for det resulterende profil til $\alpha = 9^\circ$ og 16° . Resultatet af denne optimering ses i Figur 7-8 og Figur 7-9. Figur 7-8 viser profilets karakteristik i form af C_L og C_D . På Figur 7-9 ses drivkraften, C_T , i rotorplanet under antagelse af, at profilet er vredet 7° ud af rotorplanet. Det var denne størrelse der blev optimeret. C_T er vist som en funktion af α_l . Egenskaberne er sammenlignet med det hyppigt anvendte FFA-W3-301-profil.



Figur 7-8. Profilkarakteristik for det nye 30%-profil og FFA-W3-301. Til venstre ses opdriften C_L som funktion af modstanden C_D og til højre C_L som funktion af indfaldsvinklen α . Karakteristikkerne er beregnet vha. EllipSys2D. 'Turb' angiver antagelse af fuldt turbulent strømning.



Figur 7-9. Drivkraftskoefficienten, C_T , som funktion af indfaldsvinklen, α_1 , for det nye 30%-profil og FFA-W3-301. Karakteristikkerne er beregnet vha. Ellip-Sys2D. 'Turb' angiver antagelse af fuldt turbulent strømning

Det ses, at såvel glidetallet og drivkraftskoefficienten er større end for FFA-W3-301-profilen for indfaldsvinkler, α , større end ca. 13° . Desuden ses, at den maksimale opdrift er 1.4 for de nye profiler imod 1.3 for FFA-profilen. I modsætning til de to andre profiltykkelser ses det, at opdriften aftager lige hurtigt i poststall for både det nye profil og FFA-profilen. Ved denne profiltykkelse er der dog erfaringsmæssigt en vis usikkerhed på beregningerne i forhold til målinger.

.... og det viser, at det nye profil har højere maksimal opdrift og er mere effektivt for indfaldsvinkler over 13°

7.5 Diskussion

Designet af profilerne blev udført vha. det numeriske optimeringskompleks AIRFOIL ved brug af strømningssimuleringsprogrammerne XFOIL og Ellip-Sys2D. Den teoretiske analyse af profilerne viste, at ønsket om profiler med høj maksimal opdrift blev opfyldt. Desuden viste analyserne, at forbedringerne i drivkraften i forhold til de hyppigt anvendte profiler (NACA og FFA) primært var ved indfaldsvinkler omkring maksimal opdrift. Opdriften aftog hurtigere i poststall for de nye 18%- og 24%-profiler i forhold til NACA- og FFA-profilerne. Dette var uundgåeligt og skyldtes den højere maksimale opdrift som de nye profiler har. Et pludseligt forkantstall burde dog ikke indtræffe, da omslag fra laminar til turbulent strømning sker fra forkanten ved maksimal opdrift. Poststall for de nye profiler er derfor kontrolleret og pålideligt. Ved anvendelse af pitchregulerede møller med variabelt omdrejningstal er egenskaberne i poststall dog ikke kritiske. Omslaget fra laminar til turbulent strømning fra forkanten ved maksimal opdrift indikerer desuden, at profilerne er ruhedsufølsomme.

ønsket om profiler med høj maksimal opdrift og ruhedsufølsomhed blev opfyldt

Analysen af profilernes egenskaber blev, som beskrevet, baseret på beregninger. Beregningsværktøjerne giver erfaringsmæssigt gode resultater sammenlignet med målinger, hvilket blev verificeret ved målingerne på Risø-A-serien, Fuglsang et al. [7-10]. Imidlertid har de dog også visse begrænsninger. En verifikation af de beregnede profilegenskaber vha. vindtunnelmålinger ville derfor være ønskværdig.

AIRFOIL har med de nye implementeringer vist sig at være effektiv

Udviklingen af *AIRFOIL* til at 1) optimere drivkraften, 2) benytte sig af en blanding af beregninger med turbulent strømning og strømning med omslag fra laminar til turbulent strømning, samt 3) at lade profilets krumning variere har med de designede profiler vist sig at være effektiv. Selvom antallet af frihedsgrader derved øges og optimeringerne dermed bliver mere tidskrævende kan flere aspekter tages med i optimeringen. Med denne udvidelse er det nu muligt at optimere profiler til en aktuel placering på en vinge, hvor den aktuelle placering inkluderer Reynoldstal og vingevidning. Det er således muligt i endnu højere grad end tidligere at 'skræddersy' profiler til en given vinge.

7.6 Konklusion

Arbejdet med profiloptimeringen bestod af flere dele:

- Ud fra undersøgelse af eksisterende profilers egenskaber kan konkluderes:
 - En høj drivkraft i rotorplanet er vigtigere end et højt glidetæl.
 - Profiler med 'roof-top' trykfordeling er vanskelige at lave beregninger på, pga usikkerheden i fastlæggelsen af transitionspunktets placering.
 - Designkriteriet, hvor omslaget fra laminar til turbulent strømning sker fra forkanten, bør suppleres med et designkriterie, hvor profilet også får en høj maksimal opdrift ved turbulent strømning.
- Ønskede egenskaber for nye profiler blev opstillet.
- Modeludviklingen blev foretaget, hvor følgende dele blev implementeret:
 - Optimering af både profilets drivkraft og normalkraft.
 - Optimering af strømningsparametre ved antagelse af både laminar og turbulent strømning fra forkanten.
 - Optimering ved indfaldsvinkler relativt til den indfaldsvinkel, hvor opdriften er nul. Disse indfaldsvinkler afhænger af profilets krumning, hvorfor krumningen nu også er en fri parameter.
 - Interface til CFD-programmet EllipSys2D, så optimering med CFD er mulig.
- Ved designet af de tre nye profiler kan følgende konkluderes:
 - Tre profiler blev designet: 18%, 24% og 30%.
 - Ønsket om høj maksimal opdrift blev opfyldt for alle tre profiler.
 - Drivkraften blev forbedret ved indfaldsvinkler før maksimal opdrift og i stall og poststall sammenlignet med NACA 63-418 og FFA-W3-241 og FFA-W3-301
 - 18%-profilet var mere ufølsomt over for ruhed end NACA 63-418-profilet.
 - Opdriften aftog hurtigere i poststall for de nye 18%- og 24%-profiler i forhold til NACA- og FFA-profilerne, hvilket er uundgåeligt pga. den høje maksimale opdrift. Dog er poststall kontrolleret og pålideligt.
 - De nye implementeringer i optimeringskomplekset viste sig effektive ved design af ny profiler.

7.7 Referencer

- [7-1] Fuglsang, P., Dahl, K.S., 'Design of the New Risø-A1 Airfoil Family for Wind Turbines', Proc. EWEC'99, Nice, Frankrig.
- [7-2] Björck, A., 'Airfoil design for variable RPM Horizontal axis wind turbines', In EWEC'89 (Glasgow, Scotland, 1989).
- [7-3] Tangler, J., Somers, D.M., 'Status of the special-Purpose Airfoil Families', In WINDPOWER'87, San Fransisco (1987).
- [7-4] Timmer, W., van Rooy, R., 'Thick airfoils for HAWT's', Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 39 (1992).
- [7-5] Bertagnolio, F., Sørensen, N.N., Johansen, J., Fuglsang, P., 'Wind Turbine Airfoil Catalogue', Risø-R-1280(EN), Forskningscenter Risø, Roskilde, Denmark (To be submitted).
- [7-6] Fuglsang, P., Dahl, K.S., 'Multipoint Optimization of Thick High Lift Airfoil for Wind Turbines', European Wind Energy Conference & Exhibition, Dublin, Irland, 6-9. oktober, 1997.
- [7-7] Drela, M., 'XFOIL: An Analysis and Design system for Low Reynolds Number Airfoils', In Low Reynolds Number Aerodynamics (1989), vol. 54 of Springer-Verlag Lec. Notes in Eng.
- [7-8] Sørensen, N.N., 'General Purpose Flow Solver Applied to Flow over Hills', Risø-R-827(EN), Forskningscenter Risø, Denmark (1995).
- [7-9] Michelsen, J.A., 'Block Structured Multigrid Solution of 2D and 3D Elliptic PDE's', Technical Report AFM 94-06, Technical University of Denmark (1994).
- [7-10] Fuglsang, P., Dahl, K.S., Antoniou, A., 'Wind Tunnel Tests of the Risø-A1-18, Risø-A1-21 and Risø-A1-24 Airfoils', Risø-R-1112(EN), Forskningscenter Risø, Roskilde, Denmark (1999).

8 Målinger på translatorisk oscillerende NACA0015 profil – Mac Gaunaa

8.1 Introduktion

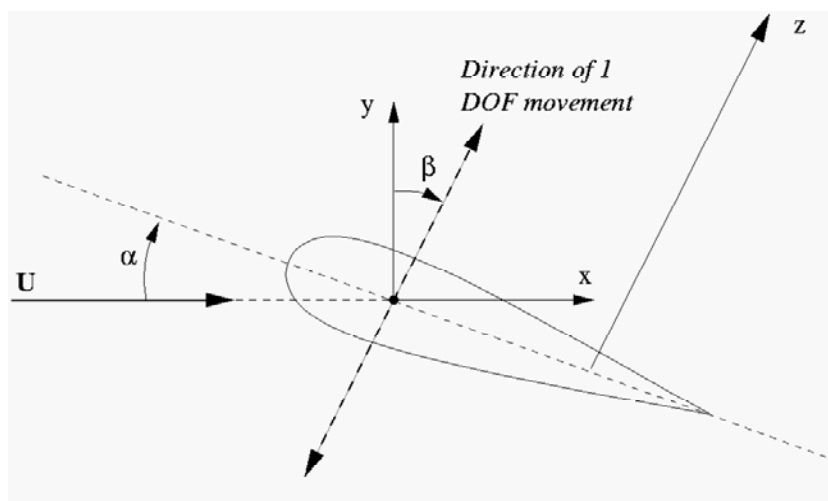
Et potentielt grundlæggende problem for stall regulerede møller er de såkaldte stall inducerede svingninger, kendetegnet ved at den aerodynamiske dæmpning ved høje vindhastigheder er lille eller endog negativ og det kan forårsage en dramatisk reduktion i vindmøllens levetid. Det er også ret kompliceret at opstille fyldestgørende beregningsmodeller for.

Hidtil er de fleste empiriske stall modeller baseret på målinger af vingeprofiler i ren torsion eller en kombination af torsion og translation, hvilket er uhenigtsmæssigt, idet torsionsstivheden af vindmøllevinger er meget høj i forhold til de translatoriske frihedsgrader, hvorfor torsionssvingninger i praksis ikke har vist sig som et problem på vindmøller.

For at kaste lys over strømningsforholdene ved stall flutter er der i dette arbejde foretaget eksperimentelle målinger på et translatorisk oscillerende NACA0015 profil, hvor de instationære trykkoefficienters afhængighed af bevægelsesretning og geometrisk indfaldsvinkel er undersøgt.

8.2 Forsøgsopstilling

De viste målinger er foretaget i Dansk Maritim Institut's 1.70 m × 2.55 m "open loop" vindtunnel, hvori der til formålet er konstrueret en mekanisme, der omdanner en roterende bevægelse fra en servomotor til en harmonisk oscillerende translatorisk bevægelse, således at testsektionens geometriske indfaldsvinkel α , bevægelsesretning β , frekvens samt amplitude af bevægelsen er uafhængigt indstillelige, se Figur 8-1.



Figur 8-1. Geometrisk indfaldsvinkel α og bevægelsesretning β er uafhængigt indstillelige og er defineret i forhold til den indkommende vindhastighed U . Den viste z-akse angiver positiv retningen for den lineære harmoniske profil-bevægelse.

De installationære tryk måles i totalt 117 trykudtag med Pressure Systems International 8400 systemet. To spanvise sektioner med hver 29 trykudtag er placeret 0.03 m og 0.06 m på hver side af den midterste målesektion med 59 trykudtag. NACA0015 vingens kordelængde er 0.38 m, hvilket svarer til et Reynoldstal på 500.000, hvorfor der er anvendt trip tape ved profilets forkant for at sikre et turbulent grænselag på profilet. Sampling frekvensen er 250 Hz, og frekvensen af vingeprofilets bevægelse er 2.4 Hz, hvilket svarer til en reduceret frekvens på $f_{red} = f_{mov} 1/2 c/V = 0.021$, baseret på profil halv-kordelængden. Dette er sammenligneligt med forekommende værdier for den reducerede egenfrekvens af standard vindmøllerotorer.

Tryktransducerne er placeret i vingen for at muliggøre måling af højfrekvente trykfluktuationer.

Idet en nøjagtig fastlæggelse af bevægelsens fase er af afgørende betydning for bestemmelsen af de aerodynamiske respons, måles vingeprofilets position i hver ende af vingesektionen med et potentiometer, sådan at bevægelsens fase kan fastlægges med stor præcision.

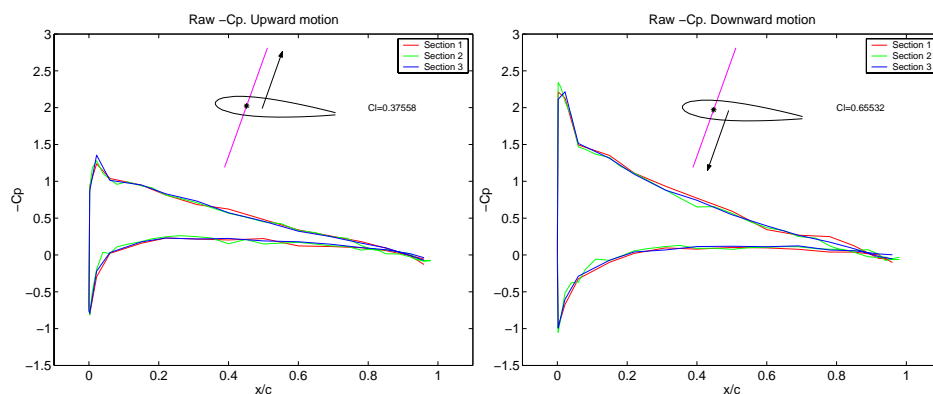
De ikke-dimensionale parametre er valgt således, at de reproducerer forholdene for forekommende vindmøllerotorer, hvilket muliggør en undersøgelse af de grundlæggende strømningsfænomener/mekanismer bag fænomenet stall-inducerede svingninger.

8.3 Dataprocessering

Den detaljerede information om trykfordelingen over vingeprofilet i tiden åbner mulighed for øget indsigt i fysikken bag strømningen, og behandles så integrale nøgletal som kraft-koefficienterne C_l , C_d og C_m , eller aerodynamisk dæmpning kan beregnes. Den aerodynamiske dæmpning er specielt interessant, idet størrelsen af denne viser om strømningen tilfører vingesystemet arbejde (negativ aerodynamisk dæmpning) eller om den tager energi ud af vingesystemet (positiv aerodynamisk dæmpning).

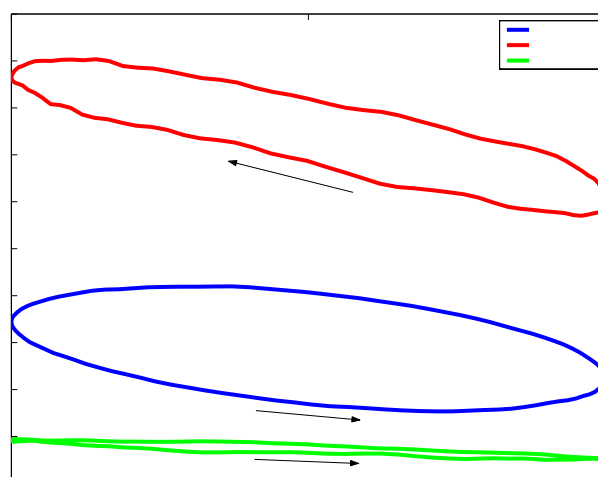
8.4 Resultater

For at vise metodens anvendelighed er der i Figur 8-2 vist snapshots af C_p kurver for indfaldsvinkel $\alpha = 5^\circ$ og bevægelsesretning $\beta = 20^\circ$. Det ses, at C_p kurven til højre for den nedadgående bevægelse er smallere end kuven til venstre for opadgående bevægelse. Dette skyldes, at den relative indfaldsvinkel forøges, når profilets har en hastighed nedad. Idet profilet befinder sig i det ikke-separerende område forøges tykkelsen af C_p kurven og dermed liftkoefficienten for forøget indfaldsvinkel.



Figur 8-2. (Negativt lokalt dimensionsløst tryk $C_p = p/(0.5\rho V^2)$), som funktion af dimensionsløs korde. Figuren til venstre viser et øjebliksbillede af trykkoefficienterne ved en opadgående bevægelse, hvorimod figuren til højre viser et øjebliksbillede af trykkoefficienterne ved en nedadgående bevægelse.

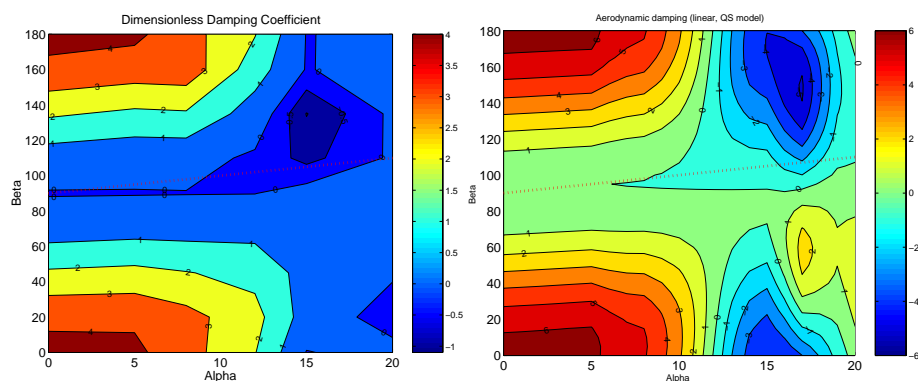
I Figur 8-3 er vist hystereseloops for den dimensionsløse kraftkomponent i bevægelsens retning for tre forskellige værdier af indfaldsvinklen, $\alpha = 5^\circ$, 15° og 20° , alle med samme bevægelsesretning, $\beta = 135^\circ$ svarende til en kantsvingning.



Figur 8-3. Dimensionsløs kraft i bevægelsesretningen som funktion af bevægelsespositionen for $\alpha = 5^\circ$, 15° og 20° , og $\beta = 135^\circ$.

Bemærk at omløbsretningen for $\alpha = 15^\circ$ er med uret, hvilket betyder at der i dette tilfælde bliver pumpet energi ind i systemet fra luften, svarende til negativ aerodynamisk dæmpning. Integralet af kurverne er et mål for det udførte arbejde under bevægelsen, hvilket er proportionalt med den aerodynamiske dæmpning. Desuden ses det, at kraftkomponenten i bevægelsens retning er langt højere for både $\alpha = 5^\circ$ og $\alpha = 15^\circ$ end ved $\alpha = 20^\circ$, hvilket skyldes, at lift- og dragkræfterne udbalancerer hinanden for denne bevægelsesretning. En kvasistationær antagelse ville give symmetriske kurver omkring position = 0 linien, så kurvernes hældning ned mod højre side er resultatet af den instationære interaktion med hvirveltæppet i profilet's kølvand som bevægelsen af profilet forårsager, samt tidsforsinkelser i grænselagsstrømningen omkring profilet.

Ved at sammenligne målte aerodynamiske dæmpninger med resultater fra kvasistationære resultater baseret på stationære profil data, ses at der er en klar kvantitativ overensstemmelse. (Figur 8-4)



Figur 8-4. Dimensionsløs aerodynamisk dæmpning $C_{DA} = D_A / (1/2 \rho C V)$, som funktion af indfaldsvinkel α og bevægelsesvinkel β . Figuren til venstre viser målte data, figuren til højre viser resultater opnået ved kvasistationær lineær analyse af stationære lift og drag data.

Bemærk at den største negative dæmpning for vingen forekommer tæt ved den kantvise retning, der på figurerne er markeret med en stiplet linie.

Ved at se på de aktuelle C_p tidsforløb og middel- C_p forløbene har det været muligt at fastslå at den negative aerodynamiske dæmpninger ikke direkte er forårsaget af hvirvelafkastning, men i højere grad af de stationære lift og drag kurvers hældning og stalhysterese forløbene.

8.5 Konklusion

Sammenfattende kan konkluderes, at det med denne forsøgsopstilling er muligt at undersøge stall-inducerede svingninger.

Størrelsen af de aerodynamiske dæmpninger er målt, og det er kortlagt hvor de negative aerodynamiske dæmpninger forekommer ved den aktuelle reduerede frekvens. Det er muligt ud fra de detaljerede trykmålinger i tiden at afgøre hvilke fluid dynamiske fænomener der ligger bag de aerodynamiske instabiliteter. I det betragtede tilfælde viste det sig, at fænomenet er knyttet til hældningen af de stationære lift og dragkurver, hvilket ses fra den gode kvantitative overensstemmelse med kvasistationære betragtninger lavet på grundlag af stationære lift og dragkurver.

Det skal dog bemærkes at dette arbejde stadig er under udvikling, og at flere målinger løbende vil blive undersøgt.

9 Mølledynamik og dynamisk stabilitet – Morten H. Hansen

9.1 Indledning

Formålet med dette kapitel er dels, at præsentere nye resultater fra undersøgelser af vindmøllers struktur-dynamiske egenskaber under drift, og dels at belyse ideen bag et nyt stabilitetsanalyseværktøj som udvikles under det næste aeroelastiske forskningsprogram.

Forståelse af de struktur-dynamiske egenskaber for vindmøller under drift er første skridt mod bestemmelse af dynamisk stabilitet; uden viden om en mølles dynamiske egenskaber kan dens interaktion med de aerodynamiske belastninger ikke forstås. En anden grund til først at studere strukturen alene er, at metoden til at bestemme en vindmølles struktur-dynamiske egenskaber også kan anvendes til at bestemme stabilitetsgrænser for den belastede vindmølle.

Et af de væsentligste resultater fra undersøgelserne af vindmøllers struktur-dynamiske egenskaber er, at et mølleblad opfører sig meget anderledes på navet af vindmøllen end det gør i en prøvestand. Den mekaniske kobling med de andre blade og resten af møllen medfører, at bladets egne svingningsformer kan koble til hinanden. Denne viden kan forklare, hvorfor det er blevet observeret, at den aerodynamiske dæmpning af rotorhvirvlinger for en bestemt vindmølle er afhængig af hvilken retning hvirvlingen foregår [9-1]. Forklaringen vil blive præsenteret i dette kapitel, sammen med forslag til forbedringer af den pågældende mølles strukturdynamik således at den aerodynamiske dæmpning maksimeres. Disse resultater afsluttes med en introduktion af fremtidens stabilitetsanalyseværktøj.

uden viden om en mølles dynamiske egenskaber kan dens respons til de aerodynamiske belastninger ikke bestemmes

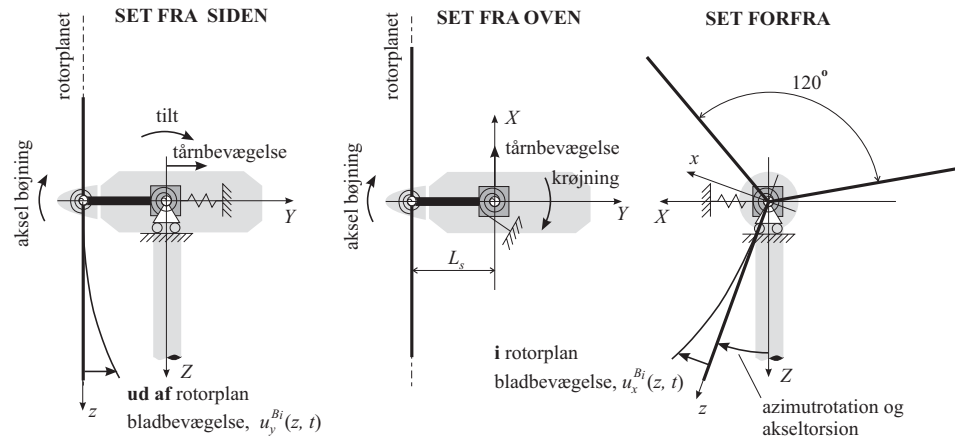
et mølleblad opfører sig meget anderledes på navet af vindmøllen end det gør i en prøvestand

9.2 Møllemodel og metode

De struktur-dynamiske egenskaber, som er altafgørende for det aeroelastiske respons af en vindmølle under drift, er dens *modale egenskaber*, dvs. dens egenfrekvenser, tilhørende logaritmiske dekrementer og svingningsformer. For at disse egenskaber kan beregnes er det nødvendigt at have en lineær model af vindmøllen.

Den aeroelastiske kode *HAWC* [9-2] medtager ikke-lineære inertikræfter, og er derfor uegnet til en sådan teoretisk modalanalyse i dens nuværende form. En linearisering af bevægelsesligningerne i *HAWC* er undervejs, og den nye kode vil under navnet *HAWCModal* muliggøre beregninger af de modale egenskaber for vindmøller som funktion af deres omløbstal. I dette kapitel præsenteres den teoretiske modalanalyse derfor med en lineær møllemodel, som er meget enklere end *HAWC* men dog indeholder de væsentligste frihedsgrader.

et godt "fingeraftryk" for en mølle er dens modale egenskaber som funktion af omløbstallet



Figur 9-1. Skitse af den lineære møllemodel brugt til beregning af vindmøllers modale egenskaber. Modellen indeholder 13 frihedsgrader: Syv nacelle og tårn frihedsgrader, og tre gange to frihedsgrader for hver af de tre blade.

9.2.1 Modellen

En mølle, som roterer med omløbstal Ω , er modelleret med 13 frihedsgrader, som skitseret i Figur 9-1: Syv frihedsgrader for nacelle og tårn, og to frihedsgrader for hver af de tre blade. De syv frihedsgrader for nacelle og tårn beskriver de første tårn bøjninger, torsion af tårn, og bøjning af hovedakslen mellem navet og forreste hovedleje. Modelparametrene for nacelle og tårn er massen og masse-inertimomenterne af nacellen og den medsvingende del af tårnet, samt fjederkonstanter og dæpningskonstanter, der giver stivheder og struktur-dæmpning for tårnet og hovedakslen.

De to frihedsgrader for blad nummer i er tilstandsvariablerne q_{f_i} og q_{e_i} , der beskriver indholdet af bladets første flap- og kantsvingningsform. Ud-af-rotorplanet og i-rotorplanet udbøjningerne af bladet tilnærmes således ved:

$$\begin{aligned} u_x^{B_i}(z, t) &= q_{f_i}(t) \varphi_f^x(z) + q_{e_i}(t) \varphi_e^x(z) \\ u_y^{B_i}(z, t) &= q_{f_i}(t) \varphi_f^y(z) + q_{e_i}(t) \varphi_e^y(z) \end{aligned} \quad (9-1)$$

Modelparametrene for bladene er ud-af-rotorplanet og i-rotorplanet udbøjningerne for første flap- og kantsvingningsform og deres egenfrekvenser, samt massefordelingen ud langs bladet. Parametre i modellen, som ikke kan måles eller beregnes direkte, bestemmes ved at kalibrere egenfrekvenserne for den stillestående mølle til målte eller beregnede frekvenser.

Den lineære bevægelsesligning for den ubelastede mølle kan skrives som:

$$\mathbf{M}(t)\ddot{\mathbf{x}} + \mathbf{C}(t)\dot{\mathbf{x}} + \mathbf{K}(t)\mathbf{x} = \mathbf{0} \quad (9-2)$$

hvor \mathbf{x} er en vektor med de 13 frihedsgrader, \mathbf{M} er massematricen, \mathbf{K} er stivhedsmatricen, og \mathbf{C} er en matrix, som indeholder elementer fra gyroskopiske kræfter og dæpningskræfter. Disse matricer er alle *periodisk tidsafhængige* pga. azimuth-afhængigheden af inertikræfterne mellem tårn, nacelle og rotorens blade. Tidsafhængigheden af bevægelsesligningen gør, at et egenværdiproblem til bestemmelse af egenfrekvenser, dæmpning og egensvingningsformer ikke kan opstilles direkte. Først skal de periodiske led i bevægelsesligningen elimineres ved en metode kaldet *multi-blade koordinattransformation* [9-3, 9-4].

9.2.2 Metoden

Hvis alle bladene på en vindmølle rotor er ens og har samme pitch-indstilling, er det muligt at anvende multi-blade koordinattransformationen til at eliminere de periodiske led i bevægelsesligningen (9-2). Det er en omskrivning af de fysiske koordinater for rotorbladene i det roterende koordinatsystem til såkaldte *multi-blade koordinater*. Transformationen er defineret ved

$$q_{\beta_i}(t) = a_{\beta_0}(t) + a_{\beta_1}(t) \cos \psi_i + b_{\beta_1}(t) \sin \psi_i \quad i = 1, 2, 3 \quad (9-3)$$

hvor $\psi_i = \Omega t + \frac{3}{2}\pi(i-1)$ er azimuthvinklen til blad nummer i , og β symboliserer enten det flapvise (f) eller kantvise indeks (e). Ved nogle geometriske betragtninger vil man indse, at multi-blade koordinaterne a_{β_0} , a_{β_1} og b_{β_1} beskriver rotorbladenes bevægelse i det faste koordinatsystem, hvori bevægelsen af resten af møllen er beskrevet. For eksempel beskriver a_{f_0} en samtidig flapvis udbøjning af rotorbladene, mens a_{f_1} og b_{f_1} henholdsvis beskriver samlet *tilt* og *krøje*-bevægelser af rotorbladene.

Den transformerede bevægelsesligning er uafhængig af tiden, hvorved det er muligt at opstille et egenværdiproblem, hvis løsning giver egenfrekvenserne ω_k , de logaritmiske dekrementer, og svingningsformerne for møllen ved et vilkårligt omløbstal. Svingningsformerne er givet ved komplekse egenvektorer i multi-blade koordinater. Ved at transformere tilbage til de fysiske koordinater med transformationen (9-3) kan indholdet af flap og kant i bevægelsen af blad nummer i ved svingningsform nummer k skrives som:

$$\begin{aligned} q_{\beta_i,k}(t) = & A_{\beta,k}^0 \cos(\omega_k t + \phi_{\beta,k}^0) \\ & + \frac{1}{2} A_{\beta,k}^B \cos((\omega_k + \Omega)t + \frac{3}{2}\pi(i-1) + \phi_{\beta,k}^B) \\ & + \frac{1}{2} A_{\beta,k}^F \cos((\omega_k - \Omega)t - \frac{3}{2}\pi(i-1) + \phi_{\beta,k}^F) \end{aligned} \quad (9-4)$$

hvor amplituderne og faserne i dette udtryk er givet ved de beregnede, komplekse egenvektorer i multi-blade koordinaterne.

Udtrykket viser, at der er *tre* principielt forskellige typer af bladbevægelser med *tre* forskellige frekvensindhold. Amplituden $A_{\beta,k}^0$ og frekvensen ω_k relaterer til en *symmetrisk bevægelse* af bladene, hvor bladene svinger samtidigt i flap eller kant. Amplituden $A_{\beta,k}^B$ og frekvensen $\omega_k + \Omega$ relaterer til en *baglæns hvirvling*, hvor bladene svinger faseforskudt i flap eller kant med rækkefølgen: 1, 3, 2. Amplituden $A_{\beta,k}^F$ og frekvensen $\omega_k - \Omega$ relaterer til en *forlæns hvirvling*, hvor bladene svinger faseforskudt i flap eller kant med rækkefølgen: 1, 2, 3.

I det følgende afsnit præsenteres en modalanalyse med beregning af egenfrekvenserne og svingningsformerne for en 600 kW mølle. Det vises, hvordan møllens svingningsformer kan identificeres ved at se på de i alt seks *modalamplituder* i udtrykkene for bladenes flap og kant-indhold i disse svingningsformer (9-4). Præsentationen er baseret på en bestemt mølle, men metoden beskrevet her kan anvendes generelt på forskellige type møller, også to-bladede.

rotorbladenes bevægelse kan deles op i en symmetrisk bevægelse, baglæns og forlæns hvirvling

9.3 Modalanalyse

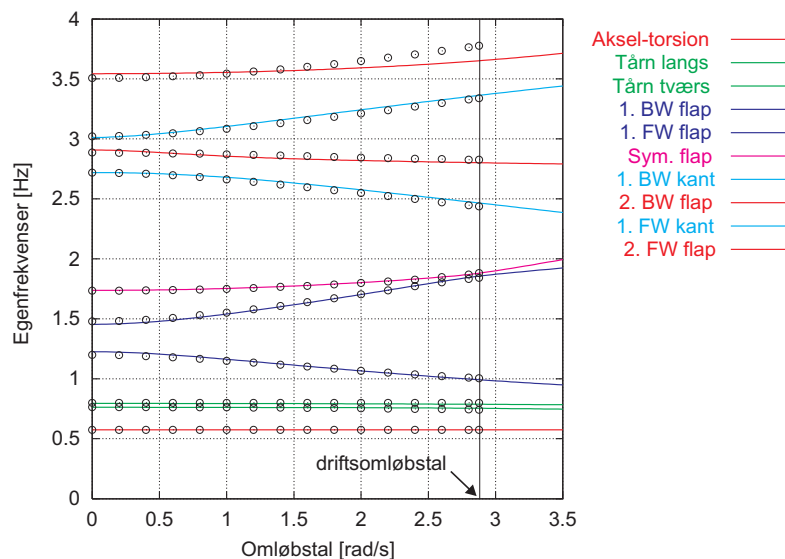
I dette afsnit præsenteres en teoretisk modalanalyse for en Bonus 600 kW mølle. Denne mølle blev brugt til de eksperimentelle undersøgelser af dens aerodynamiske dæmpning under drift [9-1], som omtales i indledningen. Første skridt mod analysen er at modellere møllen ved at tune parametrene i den simple model, således at egenfrekvenserne beregnet for møllen under tilstand er lig de tilsvarende frekvenser beregnet med en mere detaljeret HAWC model. Derefter følger selve analysen, som den gennemgås i de følgende underafsnit.

9.3.1 Campbell diagram

beregningen af egenfrekvenser og svingningsformer som funktion af omløbstallet tager kun sekunder

Et godt overblik over møllens dynamiske egenskaber fås ved et Campbell diagram, der viser egenfrekvenserne for møllen som funktion af omløbstallet. Figur 9-2 viser et Campbell diagram for Bonus 600 kW møllen. Punkterne viser egenfrekvenser, som er estimeret ved at undersøge resonanser i tidssimuleringer med HAWC modellen. Diagrammet er beregnet for 100 omløbstal på omkring et sekund, hvilket dels skyldes at modellen har få frihedsgrader, men især skyldes metoden bag beregningen. En tilsvarende beregning med HAWCModal, som er under udvikling, vil antageligt være omkring et minut. Til sammenligning tager det på samme computer omkring en time for HAWC-simuleringen ved hvert omløbstal, hvorfra punkterne i Figur 9-2 er estimeret (i alt 16 timer).

Udover beregning af egenfrekvenserne beregnes også svingningsformerne for møllen ved hvert omløbstal. Navnene på kurverne i Figur 9-2 er således baseret på de beregnede svingningsformer (men som det diskuteres i næste underafsnit, så er navngivningen ikke altid entydig). Tre fænomener bør bemærkes i Figur 9-2: Centrifugal afstivning (se f.eks. ”1. symmetrisk flap”), gyroskopiske effekter der medfører $\pm 1P$ splitningen af egenfrekvenserne for hvirvlingerne (baglæns - BW og forlæns - FW), og interaktionen mellem egenfrekvenser, f.eks. for ”symmetrisk flap” og ”1. forlæns flap-hvirvling” omkring driftsomløbstallet.



Figur 9-2. Campbell diagram for Bonus 600 kW møllen, der viser egenfrekvenser for de første ti svingningsformer som funktion af møllens omløbstal. Punkterne viser egenfrekvenser estimeret ved tidssimuleringer med en HAWC model.

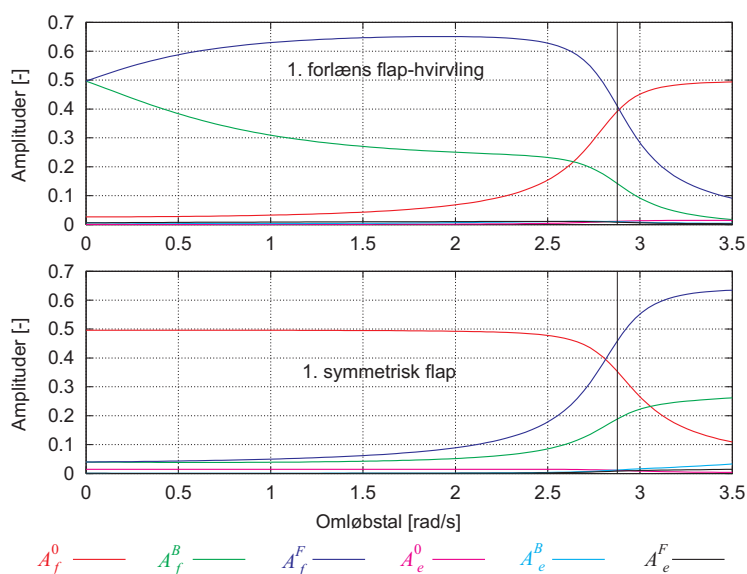
9.3.2 Identifikation af svingningsformer - modale koblinger

Svingningsformerne hørende til frekvenserne i Campbell diagrammet navngives ved at se på de seks modalamplituder i udtrykkene for bladenes flap og kantindhold (9-4). Navngivningen kan ikke altid være entydig, fordi svingningsformerne er afhængig af omløbstallet. For eksempel kan to svingningsformer skifte navn, hvis deres frekvenser kommer tæt på hinanden i Campbell diagrammet. Det sker for "symmetrisk flap" og "1. forlæns flap-hvirvling" ved driftsomløbstallet.

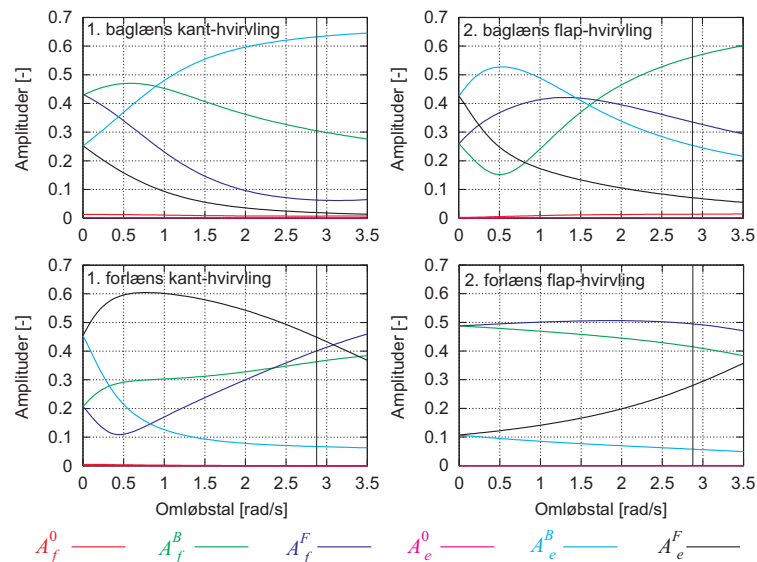
Figur 9-3 viser de seks modalamplituder for disse to svingningsformer. Deres navne er baseret på den største modalamplitude, som for "1. forlæns flap-hvirvling" er A_f^F , og for "symmetrisk flap" er A_f^0 . Men omkring driftsomløbstallet skifter de to svingningsformer modalamplituder, og de burde derfor også skifte navn her. I selve driftspunktet er bevægelsen af bladene en kombination af en symmetrisk eller en forlæns hvirvlende flap. Denne kombination af svingningsformer findes også andre steder i Campbell diagrammet.

Kombinationer af svingningsformer er endnu mere kompleks for 1. kant-hvirvlinger og 2. flap-hvirvlinger, hvis frekvenser ligger indimellem hinanden for Bonus 600 kW møllen. Figur 9-4 viser modalamplituderne for disse fire svingningsformer. Der er ingen symmetriske indhold, men alle svingningsformer indeholder både forlæns og baglæns kant- og flap-hvirvlinger. Navngivningen er derfor vanskelig. Her er den baseret på den største modalamplitude i driftspunktet, hvilket selvfølgelig kan diskuteres. Det er en vigtig konklusion af denne modalanalyse, at svingningsformer ikke er isolerede og forbundet med en bestemt bladsvingningsform, men indeholder dele af flere bladsvingningsformer. Det viser også, at et blad opfører sig helt anderledes på navet end i en prøvestand gennem koblingen til resten af møllen.

en mølles kant- og flap-hvirvlinger er ikke kun forbundet med hhv. flap- og kantsvingningsformerne for bladene, men kan indeholde begge dele



Figur 9-3. Modalamplituder som funktion af omløbstallet for rotorbladenes bevægelse i svingningsformerne: 1. forlæns flap-hvirvling og 1. symmetriske flap.



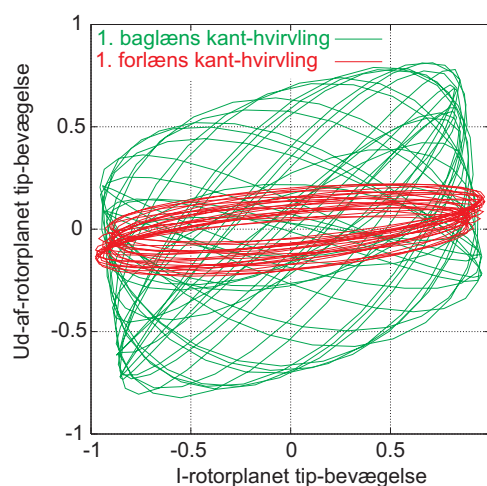
Figur 9-4. Modalamplituder som funktion af omløbstallet for rotorbladenes bevægelse i svingningsformerne: 1. baglæns og forlæns kant-hvirvling, 2. baglæns og forlæns flap-hvirvling.

9.3.3 Svingningsretning for rotorbladene – aerodynamisk dæmpning

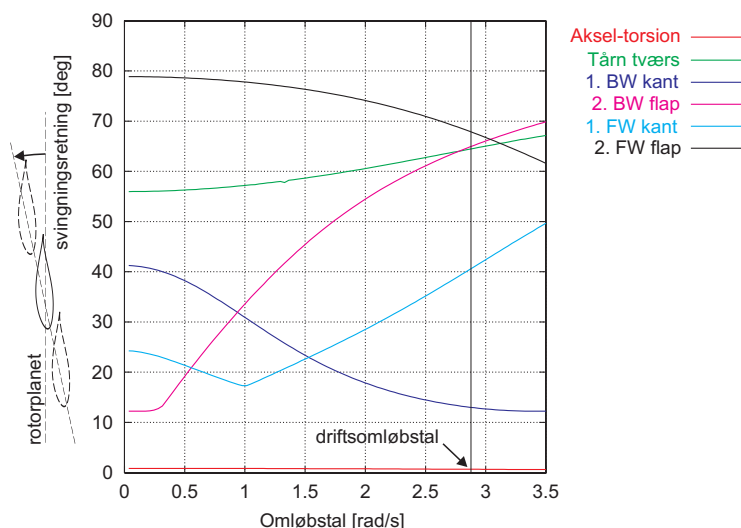
Tidligere undersøgelser har vist, at bladenes bevægelse *ud-af* og *i* rotorplanet er afgørende for den aerodynamiske dæmpning [9-5]; generelt gælder at jo mere *i-rotorplanet* bevægelse, jo lavere aerodynamisk dæmpning. Kant-hvirvlingerne bør derfor være lavest dæmpede af hvirvlingssvingningsformerne.

Modalamplituderne i Figur 9-4 viser, at begge de to kant-hvirvlinger har et indhold af flap. Dette indhold er med til at bestemme bladenes *svingningsretning* (forholdet ml. *ud-af-* og *i-rotorplanet* bevægelsen, se evt. Figur 9-6) i den pågældende svingningsform. I Figur 9-5 er tip-bevægelsen af et blad plottet for svingninger i de to kant-hvirvlinger. Det ses, at bladet svinger mere *ud-af-rotorplanet* i en forlæns kant-hvirvling end i den baglæns. Det kan forklare, hvorfor målinger har vist [9-1], at den aerodynamiske dæmpning er højere for forlæns end for baglæns kant-hvirvling af Bonus 600 kW møllen.

forlæns og baglæns kant-hvirvlinger har ikke samme aerodynamiske dæmpning, fordi deres indhold af flap i bladenes bevægelse er forskellig



Figur 9-5. Bevægelse af en bladtipp i møllens 1. baglæns og 1. forlæns kant-hvirvlinger. Bevægelsen er set fra et med-roterende fast koordinatsystem, hvor tårn/nacelle-bevægelser er medtaget.



Figur 9-6. Svingningsretninger for bladtippet i udvalgte svingningsformer af Bonus 600 kW møllen. Svingningsretningen er målt udfra rotorplanet, som vist.

Svingningsretningen for bladenes bevægelse i møllens svingningsformer er også afhængig af omløbstallet. Figur 9-6 viser svingningsretningerne for de svingningsformer, som svinger nærmest rotorplanet. Svingningsretningerne er beregnet udfra de maksimale ud-af- og i-rotorplanet bevægelser af blad-tippet i de forskellige svingningsformer.

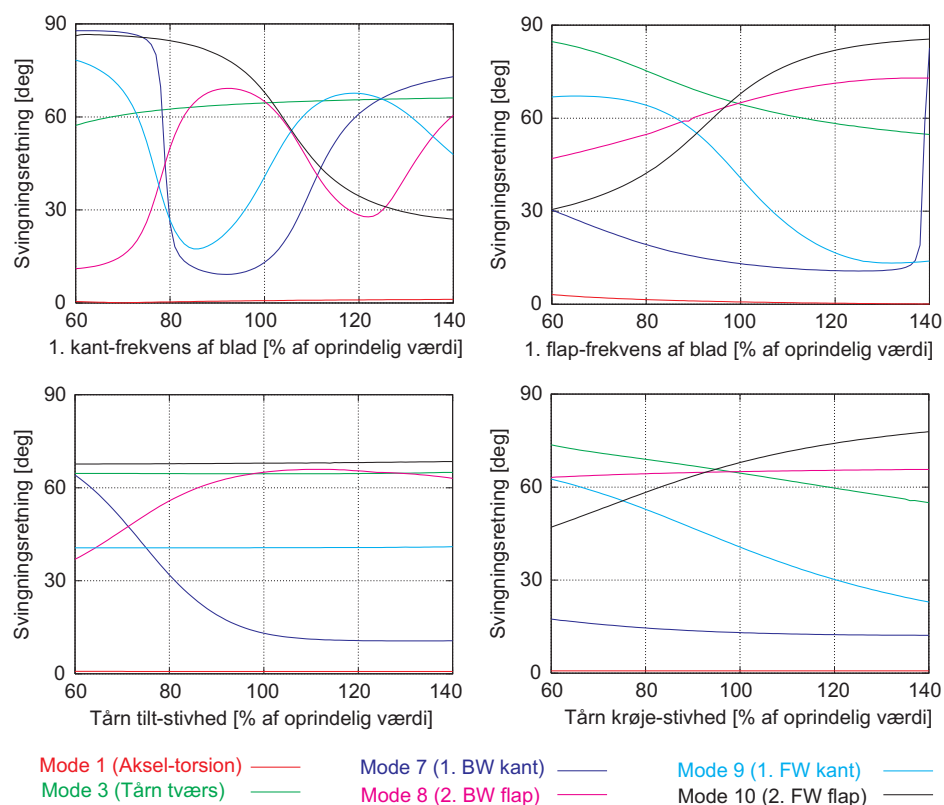
Den laveste svingningsretning findes for "1. aksel-torsion", der som den eneste er uafhængig af omløbstallet. Den resulterende lave aerodynamiske dæmpning af denne svingningsform kompenseres normalt af en høj dæmpning som følge af generator-slip. I driftspunktet er svingningsretningerne for kant-hvirvlingerne som ventet lavere end for andre svingningsformer.

9.3.4 Optimeret mølledynamik

Det er muligt med små ændringer af modelparametrene at finde flere optima, hvor svingningsretningerne for møllens svingningsformer er størst mulige. Figur 9-7 viser svingningsretninger for de seks mest kritiske svingningsformer som funktion af forskellige modelparametre. Det ses, at nogle ændringer af møllens design er bedre end andre.

Ingen ændringer kan forhindre at bladene svinger i rotorplanet for "1. aksel-torsion". Ændringer af bladenes flap-frekvens og tårnets krøje-stivhed har heller ikke nogen større indflydelse på svingningsretningen for svingningsform nummer 7 (oprindeligt "1. baglæns kant-hvirvling"), som har den næst-laveste svingningsretning. En ændring af bladenes kant-frekvens har derimod stor indflydelse på svingningsretningerne. Det er således muligt ved en 10 % øgning af kant-frekvensen at opnå en væsentligt større svingningsretning for "1. baglæns kant-hvirvling". Det betyder dog at svingningsform nummer 8 (oprindeligt "2. baglæns flap-hvirvling") bevæger sig mere i-rotorplanet, men stadig ikke mere end svingningsform nummer 7. Effekterne skyldes ændringer af koblingen mellem 2. flap- og 1. kant-hvirvlingerne, idet placeringen af kant-hvirvlingsfrekvenserne i Campbell diagrammet bestemmes i høj grad af kant-frekvensen. Tårnets tilt-stivhed har ligeledes indflydelse på placeringen af 2. flap-hvirvlingsfrekvenserne, hvilket medfører at denne modelparameter også kan bruges til at optimere møllens dynamik.

små ændringer af modelparametre kan maksimere bladenes svingningsretning for møllens svingningsformer



Figur 9-7. Svingningsretninger for bladtippen i de seks udvalgte svingningsformer som funktion af forskellige modelparametre

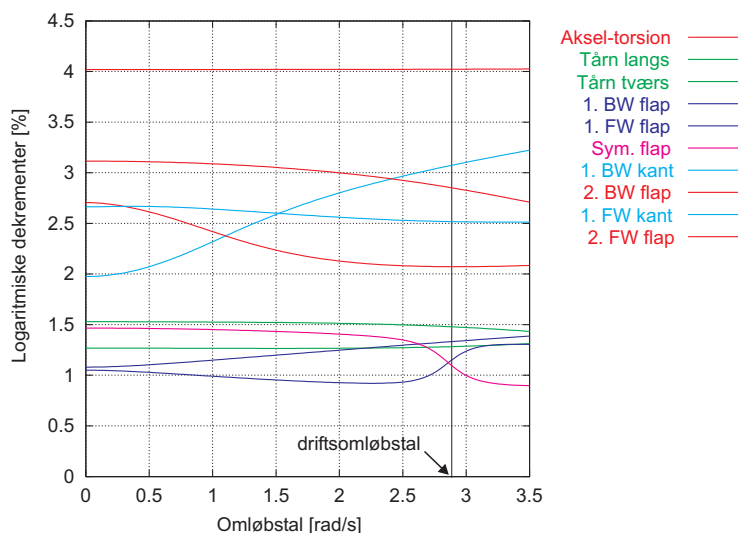
HAWCModal bliver et kraftigt værktøj til optimering af mølledynamik

Det må pointeres, at konklusionerne ovenfor ikke er generelle, men kun er et approksimativt svar på muligheder for optimering af Bonus 600 kW møllen med hensyn til svingningsretningerne. Men det er sikkert at noget kan gøres for at forbedre møllers struktur-dynamiske egenskaber ved hjælp af den viste metode. Den bliver i øjeblikket implementeret i programmet HAWCModal, og det bliver et kraftigt værktøj til optimering af mølledynamik.

9.4 Fremtidens stabilitetsanalyseværktøj

Ved løsningen af egenverdiproblemet til modalanalysen beregnes også de strukturelle dæmpningsekspONENTER, som direkte giver de logaritmiske dekrementer for svingningsformerne. Som et eksempel på sådan en beregning viser Figur 9-8 de logaritmiske dekrementer for de ti svingningsformer i Campbell diagrammet i Figur 9-2. Det er kun et eksempel, fordi den strukturelle dæmpning i den simple møllemodel ikke er eksakt tunet til dæmpningen af den virkelige mølle. Der er en smule variation af dekrementerne med omløbstallet, hvilket skyldes variationer i svingningsformerne.

Et negativt logaritmisk dekrement viser, at amplituden af svingninger i den tilhørende svingningsform vil vokse i tiden. Et diagram som i Figur 9-8 beregnet for en aerodynamisk belastet mølle kan derfor anvendes til at udtale sig om, hvor langt møllen er fra en instabilitet. Beregningen af sådan et diagram kræver dog, at de aerodynamiske kræfter i en aeroelastisk model er skrevet på en lineær og eksplicit form.



Figur 9-8. Eksempel på strukturdæmpning som funktion af omløbstallet. De logaritmiske dekrementer hører til egenfrekvenserne i Campbell diagrammet (Figur 9-2).

I den kommende tid vil aerodynamikken i HAWC blive omskrevet så den opfylder disse krav. Den resulterende lineariserede aeroelastiske model vil blive brugt til at opbygge et stabilitetsanalyseværktøj, som vil kunne give svar på grundlæggende spørgsmål om dynamisk stabilitet for vindmøller. Værktøjet vil hjælpe med til at forstå hvad der sker under en instabilitet, så den kan undgås. Med tiden vil også interaktionen mellem struktur, aerodynamik og kontrolsystemet kunne undersøges med dette værktøj.

9.5 Referencer

- [9-1] Thomsen, K., Petersen, J.T., Nim, E., Øye, S. og Pedersen, B., *Eksperimentel bestemmelse af dæmpning for kantsvingninger*, Risø-R-1169(DA), Aeroelastisk Design, Afd. for Vindenergi, Forskningscenter Risø, Februar 2000.
- [9-2] Petersen, J.T., "The aeroelastic code HAWC – model and comparisons", in *State of the Art of Aeroelastic Codes for Wing Turbine Calculations*, B.M. Pedersen, ed., vol. Annex XI, Lyngby, April 1996, International Energy Agency, Technical University of Denmark, pp. 129-135.
- [9-3] Johnson, W., 1980, *Helicopter Theory*, Princeton University Press, New Jersey.
- [9-4] Peters, D.A., 1994, "Fast Floquet Theory and Trim for Multi-Bladed Rotorcraft", *Jour. of the American Helicopter Society*, **39**(4), pp. 82-89.
- [9-5] Rasmussen, F., Petersen, J.T. og Madsen, H. Aa., "Dynamic stall and aerodynamic damping", *ASME Journal of Solar Energy Engineering*, **121**, pp.150-155, 1999.

10 Ulineære effekter af store vingeudbøjninger – Erik Nim

10.1 Indledning

I sædvanlige aeroelastiske beregningsprogrammer som HAWC og FLEX5 antages det grundlæggende, at de elastiske deformationer af vingerne og andre konstruktionsdele er – i princippet – uendeligt små, hvorved der fås en lineær sammenhæng mellem belastning og deformation. Antagelsen om små deformationer betyder i praksis, at vinkeldeformationerne ikke må overstige i størrelsesordenen 10° , hvilket for mindre møller med forholdsvis stive vinger sædvanligvis ikke har givet problemer. Med større møller med mere fleksible vinger er det imidlertid blevet vanskeligere at opfylde kravet, men i mangel af mere avancerede modeller benyttes de sædvanlige aeroelastiske beregningsprogrammer ofte også i lasttilfælde med store vingeudbøjninger. Det er i den forbindelse vigtig at vide, hvilke effekter, de lineære modeller ikke kan beskrive, og hvilke effekter, der på trods af, at kravet om små udbøjninger ikke er opfyldt, beskrives tilstrækkeligt nøjagtigt.

Der er i den forløbne periode arbejdet på at generalisere HAWC-metoden først og fremmest med henblik på at kunne tage højde for ulineære effekter af store vingeudbøjninger, men også for på længere sigt at få mulighed for en mere detaljeret modellering af nacellen og i sidste ende mulighed for at modellere møller, som er baseret på nye koncepter. Den udarbejdede model er benyttet til undersøgelse af ulineære effekter for LM 36.8 vingen, som er repræsentativ for dagens standard for møller i MW-klassen.

sædvanlige aeroelastiske beregningsprogrammer er baseret på lineær teori

- det kan give unøjagtigheder ved store udbøjninger af vinger

ulineære effekter af store udbøjninger kan forudsiges med en generaliseret HAWC-model

10.2 Generalisering af HAWC-metoden

10.2.1 Beskrivelse af HAWC

Grundlæggende for Risø's aeroelastiske beregningsprogram HAWC [10-4] er, at møllen opsplittes i et antal bevægelige konstruktionsdele eller *substrukturer*, som sammenkobles i bestemte koblingsknuder. Fra starten er disse substrukturer valgt som de tre vinger (eller to for to-bladede møller), akslen/nacellen og tårnet. Koblingsknuderne ligger derfor i navcentret og i tårntoppen. De lokale deformationer af de enkelte substrukturer modelleres med Endelige Elementers Metode (FEM) baseret på et Timoshenko bjælke-element med to knuder og tolv frihedsgrader, som beskriver forskydning og vinkeldrejning i begge knuder i tre retninger.

Det, der er enestående for HAWC i forhold til andre aeroelastiske beregningsprogrammer, er en konsistent beskrivelse af inertikræfterne, der skyldes den sammensatte bevægelse af substrukturene som helhed og de relative elastiske deformationer. Inertikræfterne, som er fordelt på et element, udtrykkes derved direkte ved Newtons 2. lov og transformeres til de to knuder v.h.a. virtuel arbejdes princip. Med bevægelige substrukturer bliver inertikræfterne generelt ulineære og afhængige af vinkelhastigheden og vinkelaccelerationen af det lokale koordinatsystem, som er knyttet til en substruktur. Det er dog væsentlig at bemærke, at de elastiske deformationer indenfor en substruktur stadig antages små, og bevægelsesligningerne for en substruktur med et inertielt lokalt koordinatsystem reduceres derfor til det sædvanlige lineære ligningssystem af 2. orden.

i HAWC er møllen opsplittet i substrukturer

inertikræfterne i HAWC er konsistente

10.2.2 Modellering af geometriske ulineariteter med flere substrukturer

geometriske ulineariteter kan forudsiges med en generaliseret substrukturopsplitning i HAWC

metoden kan også benyttes til en mere detaljeret modellering af nacellen

En oplagt metode til at modellere tilfælde, hvor de elastiske deformationer indenfor en konstruktionsdel ikke længere kan regnes for små, er at opsplitte den pågældende konstruktionsdel i flere substrukturer, som så kan modelleres på samme måde som i HAWC. I ekstreme tilfælde med meget store udbøjninger kan hvert bjælkeelement specielt defineres som en substruktur, hvorved metoden nærmer sig tidligere beskrevne modeller [10-3]. For at kunne tage højde for store udbøjninger med denne metode, kræves altså en mere generel strukturdel i HAWC, således at substrukturene og koblinger mellem disse skal kunne defineres frit på brugerniveau. Med denne mere generelle opbygning vil der også på længere sigt være muligt at foretage en mere detaljeret modellering af nacellen og i sidste ende definere møller, som strukturmæssigt afviger væsentligt fra det, som er dagens standard. Dette vil naturligvis især kunne benyttes i forbindelse med aeroelastiske beregninger for møller, som er baseret på nye koncepter.

10.2.3 Kort beskrivelse af den benyttede metode

position og rotation af en substruktur beskrives med seks frihedsgrader

Teorien for en generaliseret HAWC-metode er udviklet og bliver beskrevet i detaljer i en separat rapport. I det følgende opsummeres de væsentligste forhold.

Et grundlæggende element i metoden er, at der til hver substruktur knyttes seks frihedsgrader, som beskriver translation og rotation af det lokale koordinatsystem, der er knyttet til den pågældende substruktur. Dette er nyt i forhold den nuværende HAWC-model, hvor de absolutte hastigheder og accelerationer for en substruktur udtrykkes direkte via frihedsgraderne i koblingsknuderne. De tre translatoriske frihedsgrader defineres som koordinaterne til origo af det lokale koordinatsystem, mens rotationen beskrives med Euler-parametre [10-1], som giver en mere generel og på mange måder simplere beskrivelse end de ofte benyttede Euler-vinkler. Af afgørende betydning er imidlertid, at der findes en éntydig relation mellem de tidsafledede Euler-parametre og vinkelhastigheden (samt mellem de anden tidsafledede Euler-parametre og vinkelaccelerationen). Det lokale koordinatsystem knyttes til en substruktur i en valgt knude ved at specificere, at de elastiske deformationer og de tilhørende tidsafledede i denne knude skal være nul. På denne måde hindres samtidig, at stivlegemebevægelse kan forekomme via elastiske deformationer, hvilket er et krav, da stivlegemebevægelse allerede beskrives ved bevægelse af det lokale substruktur-koordinatsystem.

den globale randbetingelse er fast indspænding

Det er indtil videre antaget, at de globale randbetingelser altid er indspænding ved tårnbund, hvilket opnås ved at specificere, at det lokale koordinatsystem for første substruktur skal være inertielt. Med kun én substruktur fås derfor altid et lineær ligningssystem jævnfør bemærkningerne om inertilasterne i HAWC.

der benyttes en simpel dæmpningsmodel

Dæmpningen er indført på substrukturniveau som simpel Rayleigh-dæmpning, d.v.s. at dæmpningsmatricen udtrykkes som summen af masse- og stivhedsmatricerne skaleret med passende valgte faktorer.

antallet af frihedsgrader reduceres med Craig-Bampton metoden

For at effektivisere tidsintegrationen og dermed nedsætte beregningstiden, er Craig-Bampton metoden [10-2] benyttet til reduktion af antallet af frihedsgrader. Med denne metode, som nærmest er standard indenfor dynamisk FEM, udtrykkes deformationerne i de *indre* knuder (knuder, som ikke kobler) af en substruktur via generaliserede koordinater. I sagens natur kobler disse generaliserede koordinater ikke til de øvrige substrukturer.

systemet kobles via de geometriske kompatibilitetsbetingelser

Kobling af systemet er gjort ved at udtrykke visse frihedsgrader i koblingsknuderne v.h.a. de øvrige frihedsgrader via de geometriske kompatibilitetsbetingelser. Betingelserne for første og anden tidsafledede findes ved tidsdifferentiation af kompatibilitetsbetingelserne. Der er foreløbig kun betragtet en stiv forbindelse (fast indspænding) med en konstant rotation mellem de implicerede

substrukturer, men det vil være forholdsvis simpelt at indføre kompatibilitetsbetingelserne for et leje på et senere tidspunkt.

Metoden er implementeret i programmeringssproget C i form af et beregningsprogram, som grundlæggende består af tre hovedmoduler. Et modul relaterer til det benyttede Timoshenko bjælkeelement og består fortrinsvis af funktioner, som er overført direkte fra HAWC. Det andet modul relaterer til substrukturerne, mens det tredje modul relaterer til strukturen som helhed. Med denne opbygning er det forholdsvis simpelt at ændre den valgte bjælkeelementmodel, hvis det på et senere tidspunkt findes fordelagtigt. Udover de tre hovedmoduler har programmet en række hjælpemoduler, som består af funktioner til beregning af lineær algebra, endelige rotationer m.m.

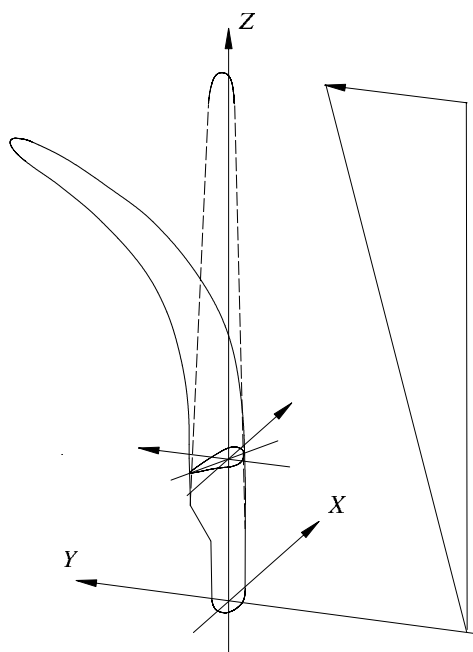
Metoden er implementeret i C

10.3 Beregnings-eksempler for LM 36.8 vingen

Der er gennemført en serie beregninger for LM 36.8 vingen, som bl.a. er benyttet på Middelgrundsmøllerne. Vingen er defineret alene ud fra geometrien og masse-stivhedsfordelingen, som er oplyst fra LM. Dette gælder dog ikke for torsionsstivheden, som ikke er oplyst, og som derfor i stedet er tilpasset, så torsionsfrekvensen ligger på godt 15 Hz. Endvidere er vingen defineret uden den specielle forkrumning (omkring 1 m) for at få mere generelle resultater. Dæmpningsparametrene er tilpasset, så det logaritmiske dekrement ligger omkring 4% for flapvise svingninger og omkring 6% for kantvise svingninger. Der benyttes fortrinvis stivhedsproportional dæmpning.

Figur 10-1 viser vingen og den benyttede trekantsfordelte last i det inertielle koordinatsystem. Det skal bemærkes, at vingen tænkes monteret på en 1,2 m stiv konsol (nav), således at tippen ligger i $z = 38,0$ m. Vingen er defineret med elleve bjælkeelementer, mens konsollen er defineret med et element. I forbindelse med de ulineære beregninger er vingen opdelt i tre substrukturer, som er sammenkoblet i knuder, som ligger i $z = 20,2$ m og $z = 32,2$ m.

der benyttes tre substrukturer for de ulineære beregninger



Figur 10-1. LM 36.8 vingen defineret på en 1,2 m konsol. Vingen er vist sammen med det inertielle koordinatsystem samt den benyttede trekantsfordelte flaplast.

De laveste egenfrekvenser er beregnet med standard værktøjer ud fra de opstillede masse- og stivhedsmatricer, og det er kontrolleret, at der numerisk set fås eksakt de samme værdier med henholdsvis én og tre substrukturer. De beregnede otte laveste egenfrekvenser er angivet i Tabel 10-1.

Tabel 10-1. De otte laveste egenfrekvenser for LM 36.8 vingen (uden forkrumning) beregnet med den opgivne geometri og masse-stivhedsfordeling.

Nr.	Beskrivelse	Frekvens Hz
1	1. flap	1,116
2	1. kant	1,794
3	2. flap	3,037
4	2. kant	5,690
5	3. flap	6,314
6	4. flap	10,814
7	3. kant	12,893
8	1. torsion	15,322

10.3.1 Statisk trekantsfordelt flaplast

en langsomt voksende trekantsfordelt last i flapretningen modellerer vindens statiske påvirkning

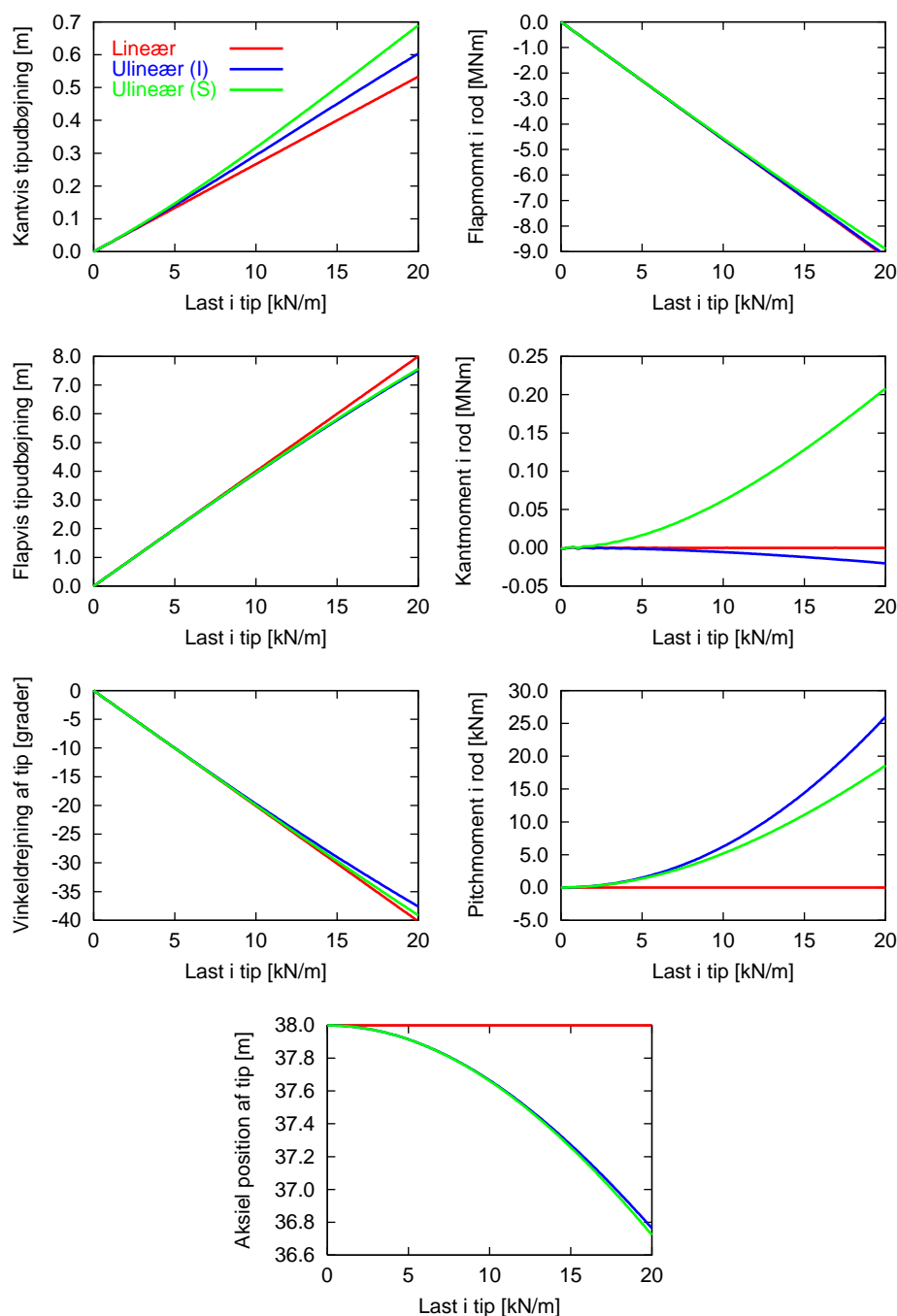
Indledningsvis er der foretaget en serie kvasi-statiske beregninger med en trekantsformet flaplast (y -retningen), som vokser langsomt over 200 s fra 0 til 20 kN/m i tippen. Der tages ikke hensyn til tyngdelasten. Følgende beregningstilfælde er gennemført.

1. Lineær beregning med én substruktur
2. Ulineær beregning med tre substrukturer og med lasten påført i det inertielle koordinatsystem
3. Ulineær beregning med tre substrukturer og med lasten påført i de lokale substruktur-koordinatsystemer

Det bemærkes, at lasten for tilfælde 3 tilnærmelsesvis er vinkelret på vingens længdeakse, og det vil sandsynligvis være dette tilfælde, som modellerer den virkelige vindlast bedst. Beregningsresultaterne i form af absolut position (i inertialkoordinater) af tip og laster i roden vist på Figur 10-2 for de tre tilfælde. Det skal understreges, at vinkeldrejningen af tippen sker omkring en akse, som generelt varierer i forhold til det inertielle koordinatsystem p.g.a. strukturpitchen. Rotationsaksen er dog tilnærmelsesvis parallel med den inertielle x -akse.

Som det fremgår af figuren giver de ulineære beregninger for begge lasttilfælde en mindre udbøjning i flapretningen i forhold til den lineære beregning. Ved en udbøjning på 7 m er forskellen ca. 0,4 m, og da flapudbøjningen for denne størrelse af vinger ofte er dimensionsgivende p.g.a. kravet om frigang fra tårnet, er denne effekt ikke ubetydelig. Omvendt resulterer de ulineære beregninger tilsyneladende i øgede kantvise udbøjninger af tippen, hvilket sandsynligvis skyldes en forstærkning af koblingen mellem flapvis og kantvis udbøjning via strukturpitchen. I tilfældet (S), hvor lasten er påført i substruktur-koordinatsystemerne, skyldes den øgede udbøjning i kantretningen dog også, at lasten får en komponent i kantretningen ved store udbøjninger. Effekten af de store udbøjninger på den aksiale position af tip og dermed på rotorradius er ca. 1,2 m ved en flapvis udbøjning på 7 m. Hvad angår bøjningsmomenterne i roden er det bemærkelsesværdigt, at flapmomentet forudsiges forholdsvis nøjagtig med en

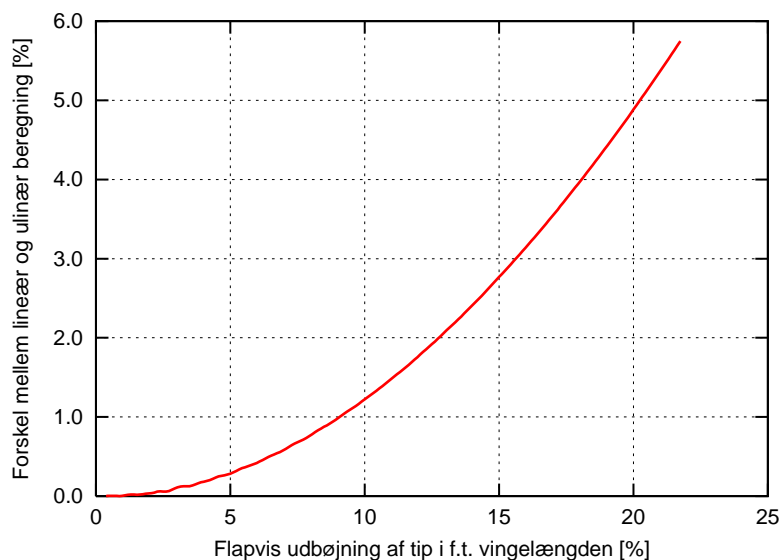
lineær beregning. Kant- og pitchmomenterne afhænger derimod stærkt af, om beregningen er lineær eller ulineær. Dette skyldes naturligvis, at lasten i de ulineære tilfælde tilnærmelsesvis påføres vingen i dens udbøjede form, mens lasten i det lineære tilfælde påføres den ikke udbøjede vinge.



Figur 10-2. Udbøjning af tip og bøjningsmomenter i rod for LM 36.8 vingen som funktion af lasten per énhedslængde i tippet af en langsomt voksende trekantfordelt flaplast. I det lineære tilfælde er der benyttet én substruktur, mens der i de ulineære tilfælde er benyttet tre substrukturer. Lasten for de ulineære tilfælde er påført i hhv. det inertielle koordinatsystem (I) og i de lokale substruktur-koordinatsystemer (S).

flapudbøjningen reduceres p.g.a. ulineære effekter

Som nævnt er det især flapudbøjningen, som i det givne eksempel er interessant, og den relative forskel mellem flapudbøjningerne for det lineære og det ulineære tilfælde som funktion af den normerede flapudbøjning er derfor vist på Figur 10-3. Resultaterne kan sandsynligvis give et fingerpeg om effekten for andre vinger, som stivhedsmæssigt ikke afviger væsentligt fra LM 36.8 vingen.



Figur 10-3. Forskel mellem flapvis udbøjning af LM 36.8 m vingen med en lineær og en ulineær beregning som funktion af normeret flapvis udbøjning

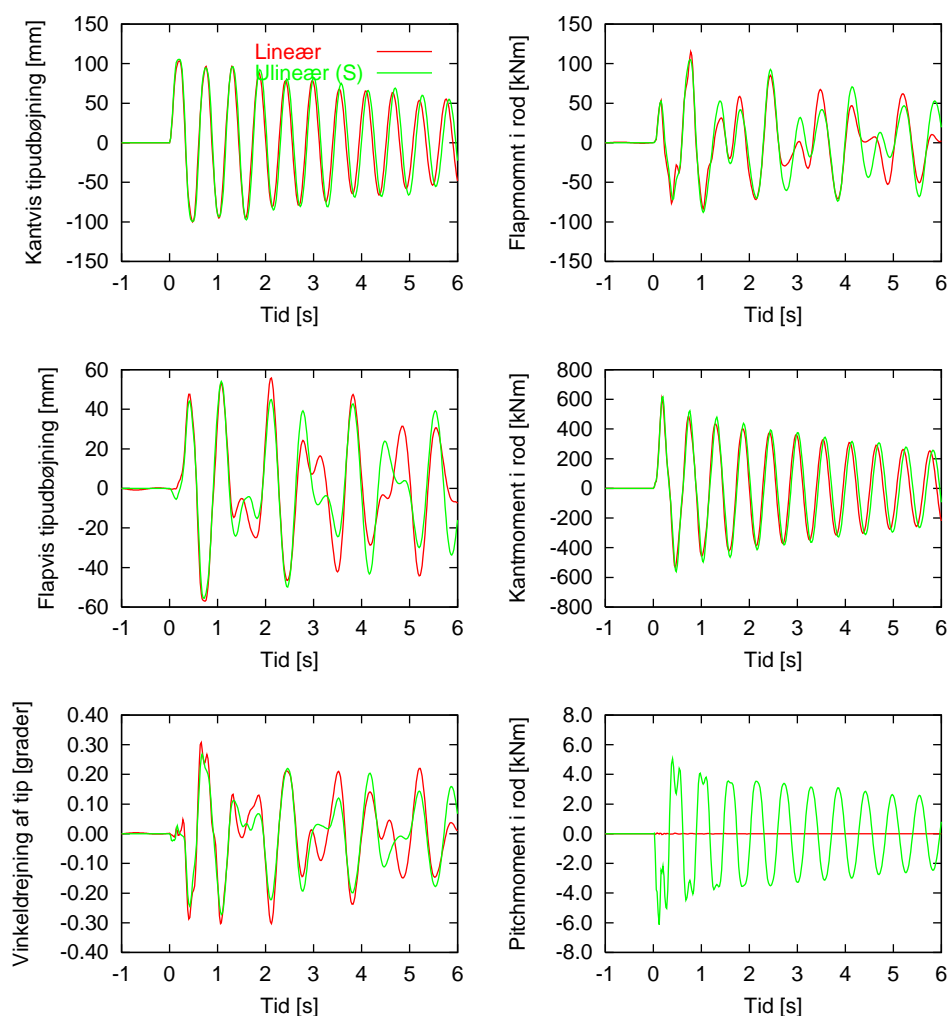
10.3.2 Kraftimpuls i kantretningen for den udbøjede vinge

dynamiske effekter undersøges ved at påføre vingen en impuls

For at få en indikation af de ulineære effekters indflydelse på dynamikken er der foretaget en serie beregninger, hvor den udbøjede og statiske vinge udsættes for en impuls i en bestemt retning. For både den statiske last og impulsen benyttes samme trekantsfordeling som i det statiske tilfælde. For de ulineære beregninger påføres lasterne i de lokale substrukturkoordinatsystemer. Den statiske last i tippen er valgt til 16 kN/m svarende til en flapudbøjning på ca. 6,2 m.

Figur 10-4 viser resultaterne af en lineær og en ulineær beregning i et tilfælde med en kraftimpuls i kantretningen (x-retningen). Den benyttede impuls har en størrelse på 1 kN og en varighed på 0,1s. For at kunne sammenligne de viste størrelser direkte er nulpunktet forskudt med de tilsvarende værdier for det statiske tilfælde. Den væsentligste forskel mellem resultaterne af den lineære og den ulineære beregning ses for pitch-momentet, som i det ulineære tilfælde påvirkes direkte af inertikræfterne fra de kantvise svingninger. Effekterne på den flapvise position og vinkeldrejning af tippen er begrænsede, men kan sandsynligvis have betydning for aerodynamikken. Ellers ses en lille reduktion af kantfrekvensen, men denne effekt er minimal.

kantsvingninger giver pitch-momenter i vingeroden

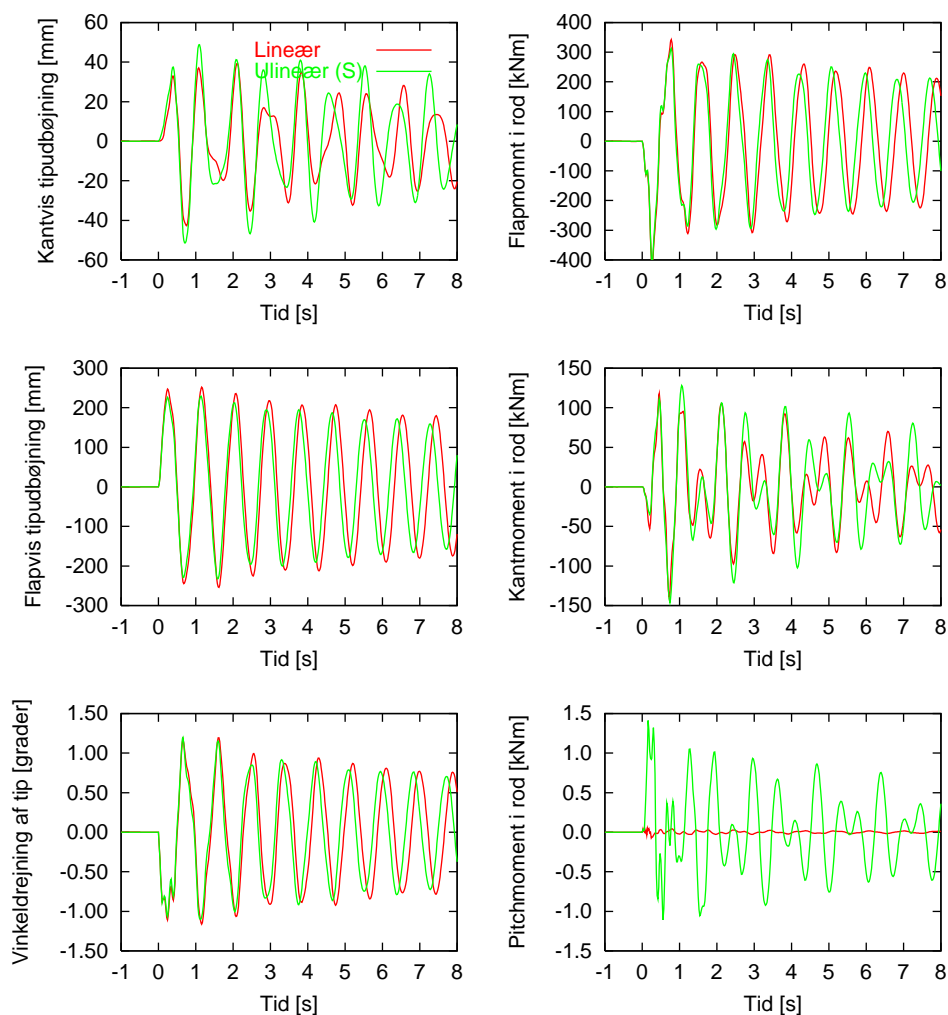


Figur 10-4. Tidsspor af tipudbøjning og bøjningsmomenter i rod for den udbøjede LM 36.8 m vinge, som påføres en kraftimpuls i kantretningen til tiden nul. Nulpunktet for de viste størrelser er forskudt med de tilsvarende statiske værdier.

flapfrekvensen øges
p.g.a. geometriske
ulineariteter

10.3.3 Kraftimpuls i flapretningen for den udbøjede vinge

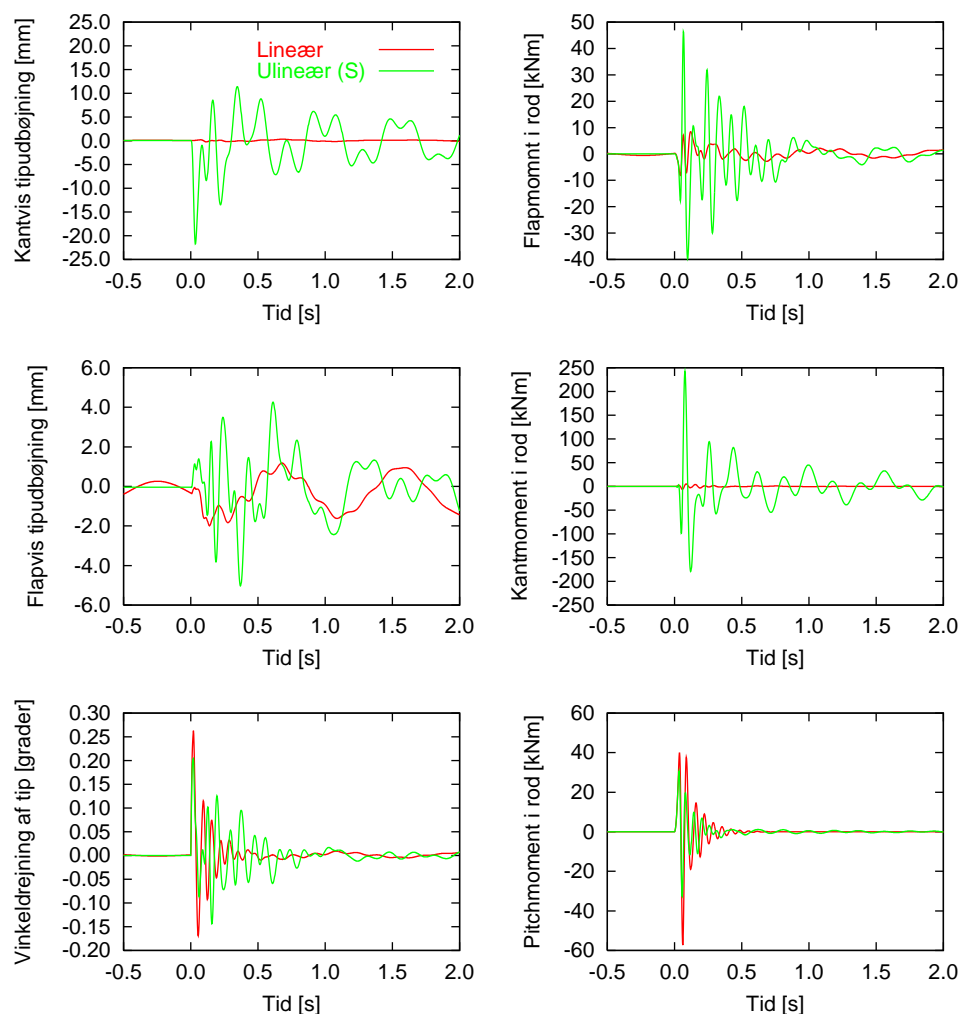
Figur 10-5 viser resultaterne af en lineær og en ulineær beregning i tilfældet med en kraftimpuls i flapretningen (y-retningen). Den benyttede impuls har en størrelse på 1 kN og en varighed på 0,1 s. Den væsentligste effekt af de geometriske ulineariteter er her en forøgelse af flapfrekvensen, hvilket stemmer overens med det forhold, at vingen forekommer stivere i det ulineære tilfælde. Ellers ses en svag effekt på pitchmomentet, hvilket fortrinsvis skyldes, at flap- og kantudbøjning er koblet via strukturpitchen.



Figur 10-5. Tidsspor af tipudbøjning og bøjningsmomenter i rod for den udbøjede LM 36.8 m vinge, som påføres en kraftimpuls i flapretningen til tiden nul. Nulpunktet for de viste størrelser er forskudt med de tilsvarende statiske værdier.

10.3.4 Momentimpuls i pitch-retningen for den udbøjede vinge

Figur 10-6 viser resultaterne af en lineær og en ulineær beregning i tilfældet med en momentimpuls i pitchretningen (om z-aksen). Den benyttede impuls har en størrelse på 1 kNm og en varighed på 0,02s. Som det ses af figuren, giver den ulineære beregning en vis kobling mellem vinkeldrejningen af tippen (eller pitchmomentet) og udbøjning af tippen. Koblingen er især tydelig for den kantvise udbøjning, hvilket stemmer overens med, hvad der tidligere er fundet for en kraftimpuls i kantretningen. At vingen tilsyneladende svinger svagt med flap-frekvensen i det lineære tilfælde skyldes sandsynligvis, at der ikke er fuldstændige statiske forhold, når impulsen påføres.



Figur 10-6. Tidsspor af tipudbøjning og bøjningsmomenter i rod for den udbøjede LM 36.8 m vinge, som påføres en momentimpuls i pitchretningen til tiden nul. Nulpunktet for de viste størrelser er forskudt med de tilsvarende statiske værdier

10.4 Nogle generelle tendenser

de generelle tendenser gælder kun for moderate vingeudbøjninger

Med udgangspunkt i det viste beregningseksempel skal der her forsøges at udtrække nogle generelle tendenser, som skyldes store udbøjninger af vinger, og som der med de sædvanlige aeroelastiske beregningsprogrammer ikke tages højde for. Det skal understreges, at de anførte effekter er fundet for moderate vingeudbøjninger, og i tilfælde med meget store udbøjninger med vinkeldrejninger op mod 90° kan der være andre effekter, som er dominerende

1. Vingen forekommer stivere i flapretningen. Dette betyder, at udbøjningen i flapretningen overvurderes og at flapfrekvensen undervurderes med en lineær beregning. Denne tendens kan ses som konsekvens af, at en lineær model medfører en fiktiv forøgelse af vingens udfoldede længde ved store udbøjninger.
2. Den effektive rotordiameter mindskes. Dette har naturligvis især betydning for elproduktionen, som skalerer med anden potens af rotordiameteren. For møller i MW-klassen er dette dog af sekundær betydning, da disse oftest er udstyret med en effektreulator.
3. En statisk last i flapretningen giver et konstant pitchmoment i vingeroden. Endvidere giver svingninger i den udbøjede vinge – herunder især kantsvingninger – et varierende pitchmoment i vingeroden. Derudover kommer der naturligvis også et bidrag fra tyngdekræfter.
4. Flapmomentet i vingeroden påvirkes forholdsvis svagt af store udbøjninger. For kantommentet er påvirkningen stærkere, men dette har næppe praktisk betydning.
5. Effekten på vinkeldrejningen af tippen synes forholdsvis begrænset. Imidlertid vil selv meget små ændringer af indfaldsvinklen have indflydelse på de aerodynamiske laster, så denne effekt kan sandsynligvis have stor betydning for møllens dynamiske respons på vindlasten.

10.5 Konklusion

ulineære effekter af store vingeudbøjninger har betydning

Ulineære effekter af moderat store udbøjninger af LM 36.8 vingen, som repræsenterer dagens standard for møller i MW-klassen, er undersøgt med en generaliseret HAWC-model. Den væsentligste effekt er en reduktion af flapudbøjningen på omkring 5% ved en udbøjning på 20% af vingelængden. En anden væsentlig effekt er at laster – herunder specielt statiske laster i flapretningen og dynamiske laster fra kantsvingninger – på den udbøjede vinge giver pitch-momenter i vingeroden. Resultaterne indikerer desuden, at de ulineære effekter kan have betydning for aerodynamiske forhold.

den generaliserede HAWC-model vil også kunne benyttes til en mere detaljeret modellering af nacellen

Den generaliserede HAWC-model vil forholdsvis nemt kunne udvides til også at inkludere et leje, og dermed kunne beskrive en hel mølle. Udover at tage højde for ulineære effekter af store vingeudbøjninger vil denne model også kunne benyttes til at foretage en mere detaljeret modellering af nacellen, ligesom modellen på længere sigt vil kunne benyttes til at modellere møller, som strukturelmæssigt afviger væsentligt fra det, som er nutidens standard.

10.6 Referencer

- [10-1] Nikraves, P.E., *"Computer-Aided Analysis of Mechanical Systems"*. Printice-Hall International Editions, Englewood Cliffs, 1988
- [10-2] Craig, R.R. og Bampton, M.C.C.. *"Coupling of Substructures for Dynamic Analyses"*, AIAA Journal, vol. 6 no 7, pp. 1313-1319.
- [10-3] Fabian, O., *"A New Method for Aeroelastic Analysis of Wind Turbines"*. Department of Fluid Mechanics, Danmarks Tekniske Universitet, Lyngby, 1981.
- [10-4] Petersen, J.T., *"Kinematically Nonlinear Finite Element Model of a Horizontal Axis Wind Turbine. Part 1: Mathematical Model and Results"*. Ph.D-rapport. Forskningscenter Risø, Roskilde, 1990.

11 Usikkerhed ved opstilling af lastgrundlag

– Gunner Larsen, Anders Melchior Hansen

11.1 Introduktion

Design af en vindmøllekonstruktion omfatter stillingtagen til såvel ekstrem- som udmattelsesbelastning. Usikkerhed ved opstillingen af lastgrundlag omhandler derfor generelt usikkerheder forbundet med bestemmelse af både udmattelseslaster og ekstremelaster. I den foreliggende analyse fokuseres udelukkende på usikkerheder knyttet til modellering af *udmattelseslaster*.

Udmattelseslaster bestemmes traditionelt ved brug af aeroelastiske modeller. Aeroelastisk simulering er en matematisk forenkling af en række komplicerede fysiske fænomener. En sådan abstraktion introducerer usikkerhed af forskellig karakter. Dels er der usikkerheder forbundet med selve den matematiske forenkling af den fysiske problemstilling - modelusikkerheder - dels er inputtet til den forenkledede matematiske model ofte behæftet med en vis usikkerhed. Den foreliggende analyse afgrænses til kun at behandle usikkerhed knyttet til *modelinput*.

Usikkerheden på modelinputtet varierer fra parameter til parameter - f.eks. er tyngdekræfter godt bestemt, mens turbulensen, visse materialeegenskaber og de aerodynamiske profilegenskaber er behæftet med større usikkerheder. Målet er at kortlægge usikkerheden på designlasterne hidrørende fra usikkerheden på et begrænset antal centrale inputparametre. Dette opnås ved at gennemføre et parameterstudium baseret på aeroelastiske simuleringer og efterfølgende anvendelse af en 2-level factorial analysemetode, hvor de udvalgte inputdata varieres og den resulterende betydning for designlasterne klarlægges.

Analysen er gennemført for en Bonus 2MW mølle på hhv. en onshore og en offshore placering, og usikkerheden i designlasterne hidrørende fra usikkerheden i beskrivelsen af turbulensintensitet, aerodynamiske profilkarakteristika og materialeudmattelsesdata er kvantificeret.

11.2 Karakteristiske usikkerheder

En detaljeret pålidelighedsanalyse kræver kendskab til fordelingen af relevante levetidsestimater. Bestemmelsen af sådanne fordelinger kan baseres på kendskab til fordelingerne af variabiliteten i relevante inputparametre og efterfølgende gennemførelse af et meget stort antal aeroelastiske beregninger som led i en Monte Carlo analyse.

Den foreliggende analyse er af en mere kvalitativ karakter, hvor de to hovedspørgsmål er

- Hvilke inputusikkerheder er af primær betydning for usikkerheden på designlasterne; og
- Er usikkerheden på designlasterne additiv i f.h.t. usikkerheden på udvalgte inputparametre.

Den valgte analyse er grundlæggende en form for avanceret følsomhedsanalyse. Indledningsvis afgrænses undersøgelsen til 4 centrale inputparametre som erfaringsmæssigt dels er behæftet med en vis usikkerhed, dels potentielt påvirker bestemmelsen af udmattelsesdesignlaster i væsentlig grad. De valgte (input) parametre er: designturbulensintensiteten, Cl , Cd og interceptet ($\log K$) i en logaritmisk afbildning af Wöhler kurven.

fokus på udmattelseslaster og usikkerhed i modelinput

kvantificering af usikkerheder ved anvendelse af aeroelastiske beregninger og efterfølgende analyse vha. 2-level faktoriel metode

onshore og offshore placering er analyseret

identifikation af væsentlige input usikkerheder

usikkerhed i turbulensbeskrivelse, Cl , Cd og udmattelseskarakteristikaer behandlet

karakteristisk usikkerhed defineres som en afvigelse som har 50% sandsynlighed for overskridelse

designturbulensintensitet er defineret som summen af middelturbulensintensiteten og standard afvigelsen af turbulentintensiteten

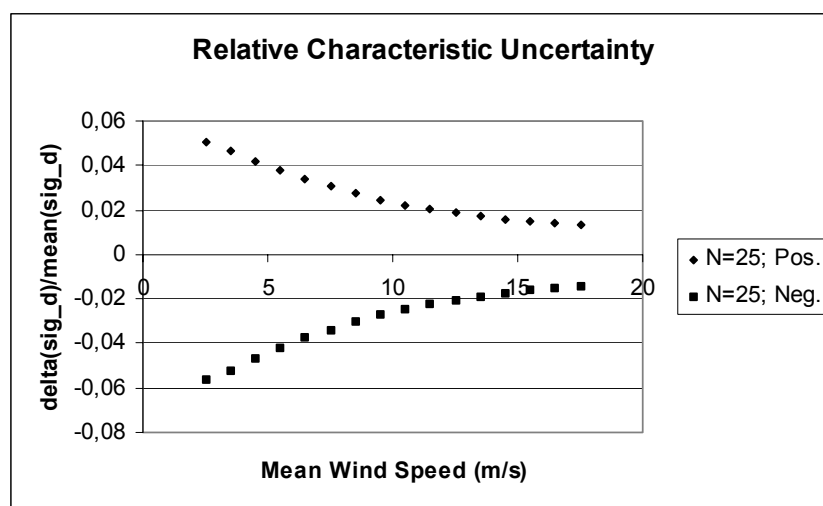
usikkerheden på designturbulensintensiteten afhænger af middelvindhastigheden

Usikkerheden på den enkelte inputparameter beskrives som en karakteristisk værdi, hvilket løseligt formuleret er en usikkerhed af den rigtige størrelsesorden. Mere præcist definerer vi i denne sammenhæng en karakteristisk værdi som den (positive) afvigelse som har 50% sandsynlighed for at blive overskredet, givet at der a priori er tale om en positiv afvigelse fra et middelniveau. Nedenfor er de relevante karakteristiske usikkerheder kvantificeret, baseret på antagelser om de enkelte inputusikkerheders fordelingstype.

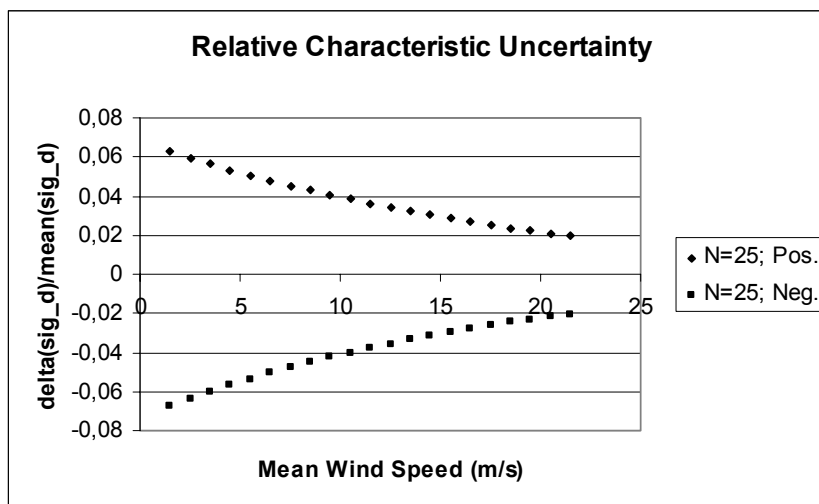
11.2.1 Designturbulensintensitet

Bestemmelse af udmattelsesdesignlaster baseres ofte på anvendelse af såkaldte designturbulensintensiteter [11-3], defineret som summen af middelturbulensintensiteten og standardafvigelsen af turbulentintensiteten. I [11-1] er der udviklet en statistisk model på analytisk form til beskrivelse af usikkerhedsfordelingen (og dermed den karakteristiske usikkerhed) af denne nominelle/regningsmæssige størrelse.

Designturbulensintensiteten (DTI) er i almindelighed afhængig af middelvindhastigheden. Da DTI's afhængighed af middelvindhastigheden må forventes at være fundamentalt forskellig for on-shore og off-shore sites, er modellen anvendt til bestemmelse af karakteristiske usikkerheder (som funktion af middelvindhastigheden) for såvel en on-shore- som en off-shore situation. I Figur 11-1 og Figur 11-2 er de karakteristiske usikkerheder angivet for et sample bestående af 25 elementer.



Figur 11-1. Relativ karakteristisk usikkerhed for en on-shore site.



usikkerheden er marginalt større for off-shore lokaliteter

Figur 11-2. Relativ karakteristisk usikkerhed for en off-shore site.

Som det fremgår, aftager den (relative) karakteristiske usikkerhed med stigende middelvindhastighed. Den aftager også med stigende sample størrelse idet den statistiske usikkerhed herved reduceres. Det ses endvidere at de (relative) karakteristiske usikkerheder er marginalt højere for off-shore sites sammenlignet med on-shore sites, samt at faldet i relativ usikkerhed er mindre udtalt i off-shore situationer end i on-shore situationer.

11.2.2 Aerodynamik parametre

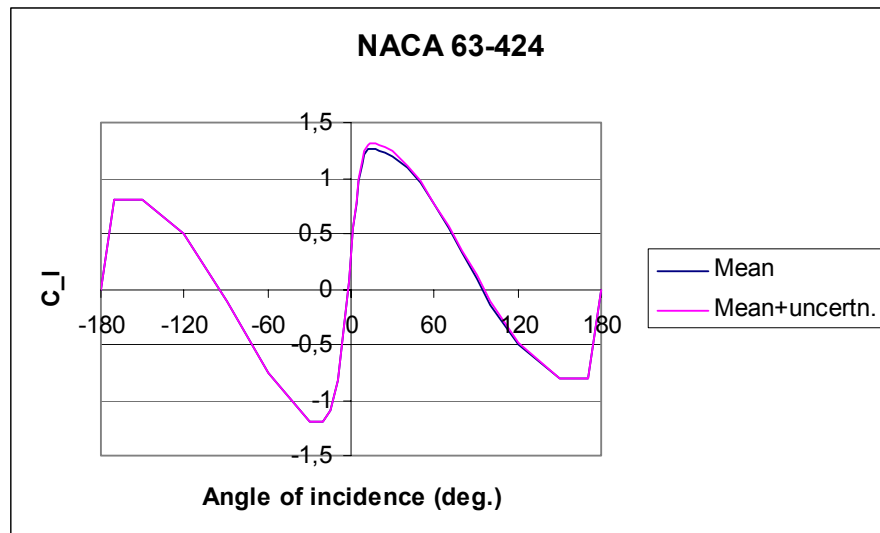
De væsentligste aerodynamiske parametre knyttet til bestemmelse af designudmattelseslaster er lift (Cl) og drag (Cd) koefficienter. Bestemmelsen af disse er i nogen grad erfaringsafhængig, hvilket i væsentlig grad afspejles i usikkerheden på bestemmelsen af disse.

Med henblik på en (grov) kvantificering af usikkerheden på disse parametre er der gennemført en "blindtest", hvor 4 erfarne modellører hver har givet deres bud på de mest realistiske Cl og Cd kurver [11-4]. Ved fastlæggelsen af de aerodynamiske profilkarakteristika er hovedvægten lagt på indfaldsvinkler svarende til normal drift af møllen.

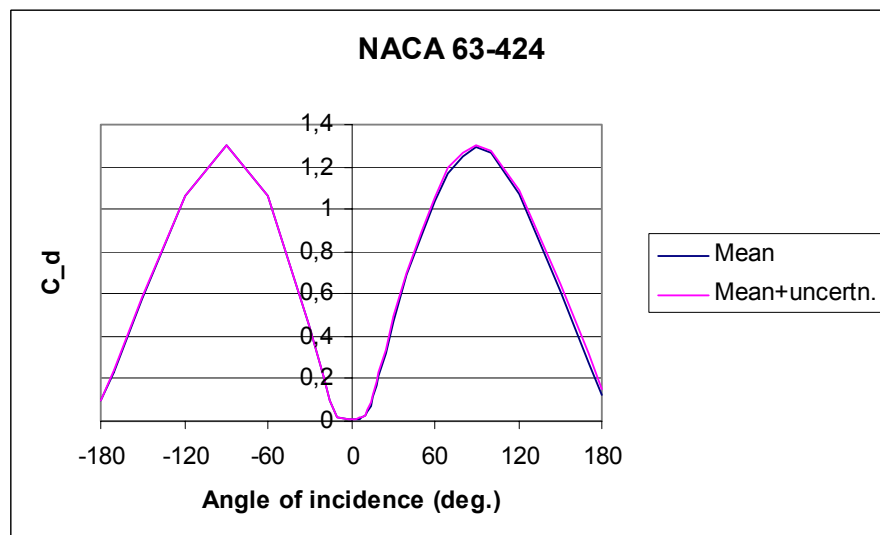
Baseret på disse kurver og en antagelse om normalfordelte værdier af disse profilcoefficients for en given indfaldsvinkel, er der for henholdsvis Cl og Cd fastlagt middelkurver samt karakteristiske usikkerheder i h.h.t. definitionen givet ovenfor.

I Figur 11-3 og Figur 11-4 er de resulterende Cl og Cd kurver vist for et NACA 63-424 profil. Hver figur viser en "middel" kurve samt middelkurven med tillæg af den fastlagte karakteristiske usikkerhed.

usikkerhederne på Cl og Cd er kvantificeret vha. en blindtest



Figur 11-3. Middel samt middel + karakteristisk usikkerhed af de estimerede C_l kurver.



Figur 11-4. Middel samt middel+ karakteristisk usikkerhed af de estimerede C_d kurver.

11.2.3 Interceptet logK

Den anvendte materialeudmattelsesmodel er den simplest tænkelige - en Wöhler formulering kombineret med en Palmgren-Miner antagelse.

udmattelsesmodellen er baseret på en Wöhler formulering kombineret med en Palmgren-Miner antagelse

Ståls udmattelsesegenskaber er relativt godt bestemt i den forstand at der findes et fyldigt forsøgsmateriale. Som konsekvens heraf kan den statistiske usikkerhed på såvel Wöhler eksponenten som på interceptet logK antages at være forsvindende. Udmattelsesegenskaberne har dog en naturlig variabilitet. Udmattelsesforsøg udføres ofte med en foreskrevet spændingsamplitude, og derfor beskrives den naturlige variabilitet i udmattelsesresultaterne konventionelt med en normalfordeling (af antal cykler til brud) betinget på spændingsamplituden.

Standardafvigelsen af denne normalfordeling antages at være uafhængig af spændingsamplituden og er typisk af størrelsesordenen 0.2 [11-6].

For laminater stiller sagen sig lidt anderledes. Her må vi i tilgift til den naturlige variabilitet i forsøgsresultaterne regne med en vis statistisk usikkerhed forårsaget af et mere sparsomt forsøgsmateriale. I det foreliggende tilfælde baseres usikkerhedsestimerne på Echtermeyers laminatdata [11-9, 6-10]. Inkluderes den statistisk usikkerhed på estimerne af Wöhlerkurve hældning og intercept, i tillæg til standardafvigelsen i residualerne i logN, kan standardafvigelsen på interceptet bestemmes til 0.4 [11-5].

Fra [11-5] og [11-8] opnås (middel)værdier for hhv. Wöhlereksponent og afskæring som angivet i Tabel 11-1.

Tabel 11-1. Materialeparametre svarende til middel Wöhler kurver.

Materiale	Wöhlereksponent	Log K
Stål	3.0	13.4
Laminat	7.9	25.8

11.3 Analysemetoden

Analysen er gennemført for en moderne 3-bladet aktivt stall reguleret vindmølle (Bonus 2MW), og den baserer sig på 8 karakteristiske designlasttyper (flapmoment og kantmoment i vingeflange, flapmoment og kantmoment i bladradius 6.2 m, 2 bøjningsmomenter i tårntop og 2 bøjningsmomenter i tårnbund).

Som nævnt i afsnit 11.2 er turbulensforholdene på land og på vand fundamenteret forskellige. Derfor er der gennemført 2 uafhængige analyser som repræsenterer hhv. *on-shore* og *off-shore* site tilfælde. I begge tilfælde er designforudsætningerne valgt specificeret som et standard tilfælde i IEC 61400-1 (vindklasse I, turbulensklasse B) [11-3].

Den gennemførte analyse er grundlæggende baseret på en metodik betegnet "two-level factorial method" (TLFM) [11-1]. Med afgrænsningen til udmattelseslaster, kræver TLFM input i form af udmattelsesmaal for de udvalgte designlasttyper. Disse etableres vha. aeroelastiske simuleringer, efterfølgende bestemmelse af de relevante ækvivalentlaster og slutteligt (via omregning til spændinger) fastlæggelse af det relative forbrug af den totale levetid.

Anvendelse af TLFM som synteseredskab i den gennemførte sensitivitetsanalyse kræver at de betragtede parameterændringer følger et særligt mønster. Dette er anskueliggjort i nedenstående beregningsmatrix, hvor nødvendige kombinationer af parameterværdierne er angivet. I tabellen refererer "m" til middelværdien af en relevant parameter, mens "s" refererer til summen af middelværdien og den karakteristiske usikkerhed.

For at dække et rimeligt spektrum af lastsituationer (og samtidigt muliggøre bestemmelse af et totalt driftslastspektrum) er der betragtet 3 middelvindhastighedsregimer karakteriseret ved middelvindhastighederne hhv. 7.5m/s, 14.5m/s og 21.5m/s.

standardafvigelsen på logK residualerne for stål er 0.2

standardafvigelsen på logK residualerne for laminat er 0.4

8 karakteristiske designlasttyper betragtes for en aktiv stall reguleret 2MW mølle

designforudsætninger som specificeret i IEC 61400-1

der betragtes 3 vindhastighedsregimer samt det totale lastspek-

Tabel 11-2. Simuleringsmatrix med 16 elementarlasttilfælde defineret for TLFM.

Simulation	TI	Cl	Cd	Log N
1	m	m	m	m
2	m	m	m	s
3	m	m	s	m
4	m	s	m	m
5	s	m	m	m
6	m	m	s	s
7	m	s	m	s
8	m	s	s	m
9	s	m	m	s
10	s	m	s	m
11	s	s	m	m
12	m	s	s	s
13	s	m	s	s
14	s	s	m	s
15	s	s	s	m
16	s	s	s	s

Den skitserede analyse er gennemført isoleret for hvert middelvindhastighedsregime såvel som for det totale (drifts)lastspektrum. Udmattelsesmålet (det relative forbrug af den totale levetid) svarende til det totale lastspektrum bestemmes ved en vægtning af ækvivalentmomenterne svarende til hvert vindregime (med vægte som svarer til sandsynligheden for forekomsten af disse vindregimer) og en efterfølgende omsætning til det valgte udmattelsesmål. Ved fastlæggelsen af sandsynligheden for forekomsten af de betragtede vindregimer er der taget udgangspunkt i sandsynlighedstæthedsfordelingen (Rayleigh fordeling) for middelvindhastigheden (vindklasse I) som den er angivet i IEC 61400-1 [11-3].

11.3.1 Aeroelastisk modellering

Den aeroelastiske modellering er baseret på finite-element koden HAWC [11-7], hvor strukturmodellen er opbygget af 2-knudsers prismatiske bjælkeelementer, hver med 6 frihedsgrader. Vindmøllen er opbygget af 3 substrukturer - tårn, hovedaksel og rotor. De to sidst nævnte er roterende substrukturer koblet dels indbyrdes, dels til tårnet. Belastningen på strukturen udgøres af aerodynamiske kræfter stammende fra det fluktuerende vindfelt samt af gravitationskræfter. Bestemmelsen af de aerodynamiske kræfter er baseret på anvendelse af bladelementteorien. Det fluktuerende vindfelt modelleres ved hjælp af en "state-of-the-art" 3D turbulensgenerator med fysisk korrekte korrelationer mellem de tre turbulenskomponenter.

Hvert elementarlasttilfælde (jf. Tabel 11-2) fastlægges/beskrives af 6 tidsserier, hver med en tidslig udstrækning på 10 minutter og svarende til benyttelse af forskellige "seed's" i turbulensgeneratoren. Denne strategi er begrundet i hensynet til sikring af konvergens i udmattelsesmålet [11-11].

11.3.2 Ækvivalent momenter

Udmattelsesanalysen er baseret på en Palmgren-Miner antagelse, hvor lastcyklerne bestemmes ved hjælp af Rainflow Counting. Med udgangspunkt i dette bestemmes de udvalgte ækvivalent momenter med reference til 1Hz.

de aeroelastiske simuleringer er baseret på HAWC

11.3.3 Udmattelsesmål

Med udgangspunkt i de beregnede middelækvivalentmomenter, fastlægges de kritiske spændinger i hvert af de betragtede komponentsnit baseret på en antagelse om én-akset spændingstilstand. Det antages herved, at torsionsbelastningen er lille således at forskydningsspændingerne kun bidrager marginalt til udmattelsesforbruget.

Baseret på en Wöhlerformulering bestemmes slutteligt, for hver af de undersøgte normalspændinger, det relative forbrug af total levetid. Det relative forbrug af den totale udmattelseslevetid er i den foreliggende analyse det anvendte udmattelsesmål.

11.3.4 2-level factorial method

TLFM [11-1] syntetiserer så at sige elementarlasttilfældene fastlagt som beskrevet ovenfor. Metodikken har den fordel at de primære effekter (dvs. effekten på udmattelsesdesignlasten hidrørende fra variation i kun én inputparameter) er bestemt med rimeligt sikkerhed fordi den i metoden baseres på realisationer af 8 forskellige lastsituationer (den er i realiteten en middeleffekt bestemt som gennemsnitseffekten af 8 estimater af den aktuelle effekt knyttet til hver sit udviklingspunkt/parameterkombination).

I tilgift til kvantitative oplysninger om de primære effekter giver analysen også information om hvorvidt den resulterende usikkerhed på udmattelsesmålene kan opfattes som værende additiv i de betragtede parameterusikkerheder.

11.4 Resultater

For såvidt angår de primære effekter er analyseresultaterne i det følgende angivet som den *relative* ændring i levetidsforbruget forårsaget af en given karakteristisk inputparameterusikkerhed. I bestemmelsen af den relative ændring er levetidsforbruget svarende til de ikke usikkerhedsbehæftede inputparametre anvendt som normeringsfaktor.

Analogt er analyseresultaterne, associeret med koblingseffekter, angivet som den *relative* ændring i levetidsforbruget forårsaget af en given kombination af karakteristiske inputparameterusikkerheder.

Den relative ændring i levetidsforbruget er bestemt i to punkter, beliggende længst mulig væk fra hovedbøjningsakserne, for de fire betragtede komponenttværsnit.

Ved præsentationen af resultaterne er der anvendt følgende nomenklatur: σ_1 er den kritiske normalspænding svarende til flapvis bøjning i vingens flangesnit (stål), σ_2 er den kritiske normalspænding svarende til kantvis bøjning i vingens flangesnit (stål), σ_3 er den kritiske normalspænding svarende til flapvis bøjning i vingetværsnittet $R = 6.2\text{m}$ (laminat), σ_4 er den kritiske normalspænding svarende til kantvis bøjning i vingetværsnittet $R = 6.2\text{ m}$ (laminat), σ_5 er den kritiske normalspænding svarende til bøjning ud af rotorplanet i tårnets bund (stål), σ_6 er den kritiske normalspænding svarende til bøjning i rotorplanet i tårnets bund (stål), σ_7 er den kritiske normalspænding svarende til bøjning ud af rotorplanet i tårnets top (stål) og endelig er σ_8 er den kritiske normalspænding svarende til bøjning i af rotorplanet i tårnets top (stål).

Resultaterne er i det følgende præsenteret dels for hver af de tre behandlede vindregimer, dels for et estimeret totalt levetidsspektrum baseret på disse tre elementarvindregimer ved foldning med en Rayleighfordeling svarende til vindklasse 1 i IEC 61400-1.

normeret levetidsforbrug anvendes som udmattelsesmål

følgende designlaster er betragtet:

σ_1 : vingerod; flap
 σ_2 : vingerod; kant
 σ_3 : vinge; $R=6.2\text{m}$; flap
 σ_4 : vinge; $R=6.2\text{m}$; kant
 σ_5 : tårnbund; \perp rotorplan
 σ_6 : tårnbund; rotorplan
 σ_7 : tårntop; \perp rotorplan
 σ_8 : tårntop; rotorplan

TLFM giver information om effekten på designlaster hidrørende fra usikkerhed i inputparametre

11.4.1 Vindregime [4m/s;11m/s]:

Offshore:

Tabel 11-3. Relativ ændring i levetidsforbruget forårsaget af karakteristiske usikkerheder i de analyserede inputvariable.

	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
Primære effekter								
DTI	0,13	0,01	0,05	0,04	0,12	0,13	0,10	0,15
C_l	-0,13	0,00	-0,09	-0,05	-0,09	-0,17	-0,15	-0,19
C_d	0,04	0,01	0,25	0,01	-0,01	0,01	0,07	0,00
logK	0,34	0,37	0,73	0,84	0,34	0,33	0,34	0,33
Koblingseffekter								
(DTI,C_l)	-0,19	-0,01	-0,22	-0,07	-0,13	-0,18	-0,22	-0,20
(DTI,C_d)	0,07	0,00	0,02	0,05	0,07	0,07	0,14	0,04
(DTI,logK)	0,02	0,00	0,02	0,01	0,02	0,02	0,02	0,02
(C_l,C_d)	0,25	0,02	0,58	0,02	0,24	0,27	0,23	0,27
(C_l,logK)	-0,02	0,00	-0,03	-0,01	-0,01	-0,03	-0,02	-0,03
(C_d,logK)	0,01	0,00	0,07	0,00	0,00	0,00	0,01	0,00
(DTI,C_l,C_d)	-0,10	0,01	-0,22	-0,02	-0,01	-0,06	-0,06	-0,05
(DTI,C_l,logK)	-0,03	0,00	-0,07	-0,02	-0,02	-0,03	-0,03	-0,03
(DTI,C_d,logK)	0,01	0,00	0,01	0,02	0,01	0,01	0,02	0,01
(C_l,C_d,logK)	0,04	0,00	0,17	0,01	0,04	0,04	0,04	0,04
(DTI,C_l,C_d,logK)	-0,02	0,00	-0,07	-0,01	0,00	-0,01	-0,01	-0,01

Onshore:

Tabel 11-4. Relativ ændring i levetidsforbruget forårsaget af karakteristiske usikkerheder i de analyserede inputvariable.

	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
Primær effekt								
DTI	0,05	0,02	0,24	0,02	0,00	0,04	0,06	0,04
C_l	-0,27	0,01	-0,39	-0,05	-0,15	-0,29	-0,24	-0,22
C_d	-0,05	0,00	0,05	-0,01	-0,01	0,03	-0,03	-0,02
logK	0,36	0,37	1,10	0,86	0,36	0,36	0,36	0,34
Koblingseffekter								
(DTI,C_l)	-0,05	0,00	-0,22	-0,02	-0,10	-0,06	-0,09	-0,04
(DTI,C_d)	-0,20	0,00	-0,59	-0,05	-0,14	-0,16	-0,19	-0,16
(DTI,logK)	0,01	0,00	0,07	0,01	0,00	0,01	0,01	0,01
(C_l,C_d)	0,02	0,00	0,33	-0,02	0,09	-0,02	0,05	0,07
(C_l,logK)	-0,04	0,00	-0,12	-0,02	-0,02	-0,04	-0,04	-0,03
(C_d,logK)	-0,01	0,00	0,02	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
(DTI,C_l,C_d)	0,02	0,01	0,44	-0,02	-0,04	-0,03	-0,05	-0,08
(DTI,C_l,logK)	-0,01	0,00	-0,07	0,00	-0,02	-0,01	-0,01	-0,01
(DTI,C_d,logK)	-0,03	0,00	-0,17	-0,01	-0,02	-0,03	-0,03	-0,02
(C_l,C_d,logK)	0,00	0,00	0,10	-0,01	0,01	0,00	0,01	0,01
(DTI,C_l,C_d,logK)	0,00	0,00	0,13	-0,01	-0,01	0,00	-0,01	-0,01

11.4.2 Vindregime [11m/s;18m/s]:

Offshore:

Tabel 11-5. Relativ ændring i levetidsforbruget forårsaget af karakteristiske usikkerheder i de analyserede inputvariable.

	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
Primær effekt								
DTI	0,18	0,02	0,44	0,05	0,00	0,02	0,17	0,07
C_l	0,24	0,03	0,60	0,17	0,21	0,12	0,24	0,17
C_d	-0,02	-0,01	0,03	-0,06	0,18	0,04	-0,03	-0,05
LogK	0,43	0,37	1,30	0,92	0,44	0,37	0,43	0,39
Koblingseffekter								
(DTI,C_l)	-0,01	-0,01	-0,16	-0,05	-0,05	0,13	0,00	-0,04
(DTI,C_d)	-0,02	-0,01	0,01	-0,04	0,07	-0,06	0,02	0,03
(DTI,logK)	0,03	0,00	0,13	0,02	0,00	0,00	0,03	0,01
(C_l,C_d)	-0,03	0,01	-0,17	0,05	0,07	0,08	-0,04	0,06
(C_l,logK)	0,04	0,00	0,18	0,05	0,03	0,02	0,04	0,03
(C_d,logK)	0,00	0,00	0,01	-0,02	0,03	0,01	0,00	-0,01
(DTI,C_l,C_d)	0,00	0,01	0,12	0,04	0,18	0,00	0,01	0,03
(DTI,C_l,logK)	0,00	0,00	-0,05	-0,01	-0,01	0,02	0,00	-0,01
(DTI,C_d,logK)	0,00	0,00	0,00	-0,01	0,01	-0,01	0,00	0,00
(C_l,C_d,logK)	0,00	0,00	-0,05	0,01	0,01	0,01	-0,01	0,01
(DTI,C_l,C_d,logK)	0,00	0,00	0,03	0,01	0,03	0,00	0,00	0,00

Onshore:

Tabel 11-6. Relativ ændring i levetidsforbruget forårsaget af karakteristiske usikkerheder i de analyserede inputvariable.

	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
Primær effekt								
DTI	0,16	0,02	0,51	0,10	0,03	0,15	0,17	0,16
C_l	0,09	0,01	0,16	0,05	-0,01	-0,05	0,08	0,00
C_d	0,13	0,02	0,60	0,07	0,12	-0,02	0,10	0,13
LogK	0,43	0,37	1,25	0,85	0,42	0,42	0,43	0,40
Koblingseffekter								
(DTI,C_l)	0,04	0,04	0,14	0,16	0,17	0,01	0,06	0,13
(DTI,C_d)	-0,03	0,00	0,11	0,03	-0,06	0,02	-0,02	-0,04
(DTI,logK)	0,02	0,00	0,15	0,03	0,01	0,02	0,03	0,02
(C_l,C_d)	0,08	0,01	-0,02	0,06	-0,11	0,02	0,04	0,06
(C_l,logK)	0,01	0,00	0,05	0,01	0,00	-0,01	0,01	0,00
(C_d,logK)	0,02	0,00	0,18	0,02	0,02	0,00	0,01	0,02
(DTI,C_l,C_d)	0,17	0,01	0,29	0,03	0,21	0,34	0,14	0,09
(DTI,C_l,logK)	0,01	0,01	0,04	0,05	0,03	0,00	0,01	0,02
(DTI,C_d,logK)	0,00	0,00	0,03	0,01	-0,01	0,00	0,00	-0,01
(C_l,C_d,logK)	0,01	0,00	-0,01	0,02	-0,02	0,00	0,01	0,01
(DTI,C_l,C_d,logK)	0,03	0,00	0,09	0,01	0,03	0,05	0,02	0,01

11.4.3 Vindregime [18m/s;25m/s]:

Offshore:

Tabel 11-7. Relativ ændring i levetidsforbruget forårsaget af karakteristiske usikkerheder i de analyserede inputvariable.

	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
Primær effekt								
DTI	0,12	0,05	0,40	0,21	0,33	0,27	0,16	0,12
C _I	0,00	-0,07	-0,01	-0,31	-0,14	-0,10	0,02	0,00
C _d	0,10	-0,03	0,23	-0,15	0,10	0,10	0,08	0,05
logK	0,41	0,36	1,11	0,86	0,41	0,40	0,43	0,40
Koblingseffekter								
(DTI,C _I)	0,00	0,00	0,11	0,02	-0,01	-0,18	-0,02	0,00
(DTI,C _d)	-0,07	-0,04	-0,21	-0,21	0,13	0,30	-0,08	-0,01
(DTI,logK)	0,02	0,01	0,12	0,06	0,05	0,04	0,02	0,02
(C _I ,C _d)	0,00	0,01	-0,07	0,03	-0,08	-0,02	-0,01	-0,03
(C _I ,logK)	0,00	-0,01	0,00	-0,09	-0,02	-0,02	0,00	0,00
(C _d ,logK)	0,02	0,00	0,07	-0,04	0,02	0,02	0,01	0,01
(DTI,C _I ,C _d)	0,01	0,02	0,08	0,12	0,02	0,04	0,03	0,02
(DTI,C _I ,logK)	0,00	0,00	0,03	0,01	0,00	-0,03	0,00	0,00
(DTI,C _d ,logK)	-0,01	-0,01	-0,06	-0,06	0,02	0,05	-0,01	0,00
(C _I ,C _d ,logK)	0,00	0,00	-0,02	0,01	-0,01	0,00	0,00	0,00
(DTI,C _I ,C _d ,logK)	0,00	0,00	0,02	0,04	0,00	0,01	0,00	0,00

Onshore:

Tabel 11-8. Relativ ændring i levetidsforbruget forårsaget af karakteristiske usikkerheder i de analyserede inputvariable.

	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
Primær effekt								
DTI	0,10	0,03	0,19	0,16	0,06	0,03	0,09	0,07
C _I	0,03	0,02	0,09	0,05	-0,09	-0,09	-0,01	-0,03
C _d	0,07	-0,02	0,18	-0,10	0,10	-0,17	0,07	0,01
logK	0,42	0,37	1,11	0,87	0,34	0,29	0,40	0,37
Koblingseffekter								
(DTI,C _I)	-0,06	0,03	-0,07	0,10	0,02	0,01	-0,03	-0,01
(DTI,C _d)	-0,05	0,01	-0,15	0,01	0,07	0,09	-0,02	0,00
(DTI,logK)	0,01	0,01	0,06	0,05	0,01	0,00	0,01	0,01
(C _I ,C _d)	-0,02	0,01	-0,05	0,04	0,19	0,28	-0,01	0,04
(C _I ,logK)	0,01	0,00	0,03	0,02	-0,01	-0,01	0,00	0,00
(C _d ,logK)	0,01	0,00	0,05	-0,03	0,02	-0,03	0,01	0,00
(DTI,C _I ,C _d)	0,01	0,02	0,15	0,10	0,02	0,16	0,02	0,05
(DTI,C _I ,logK)	-0,01	0,00	-0,02	0,03	0,00	0,00	-0,01	0,00
(DTI,C _d ,logK)	-0,01	0,00	-0,04	0,00	0,01	0,01	0,00	0,00
(C _I ,C _d ,logK)	0,00	0,00	-0,01	0,01	0,03	0,04	0,00	0,01
(DTI,C _I ,C _d ,logK)	0,00	0,00	0,04	0,03	0,00	0,02	0,00	0,01

11.4.4 Totalt lastspektrum:

Offshore:

Tabel 11-9. Relativ ændring i levetidsforbruget forårsaget af karakteristiske usikkerheder i de analyserede inputvariable.

	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
Primær effekt								
DTI	0,14	0,02	0,31	0,08	0,20	0,22	0,15	0,11
C_l	0,02	0,00	0,08	-0,01	-0,01	-0,06	0,04	0,02
C_d	0,04	0,00	0,20	-0,05	0,12	0,08	0,04	-0,01
logK	0,39	0,37	1,04	0,88	0,41	0,39	0,40	0,37
Koblingseffekter								
(DTI,C_l)	-0,08	-0,01	-0,03	-0,04	-0,03	-0,12	-0,08	-0,08
(DTI,C_d)	0,00	-0,01	-0,11	-0,04	0,11	0,22	0,03	0,02
(DTI,logK)	0,02	0,00	0,09	0,02	0,03	0,03	0,02	0,02
(C_l,C_d)	0,09	0,01	0,10	0,03	-0,01	0,01	0,06	0,11
(C_l,logK)	0,00	0,00	0,02	0,00	0,00	-0,01	0,01	0,00
(C_d,logK)	0,01	0,00	0,06	-0,02	0,02	0,01	0,01	0,00
(DTI,C_l,C_d)	-0,04	0,01	0,00	0,03	0,07	0,03	-0,01	0,00
(DTI,C_l,logK)	-0,01	0,00	-0,01	-0,01	-0,01	-0,02	-0,01	-0,01
(DTI,C_d,logK)	0,00	0,00	-0,03	-0,01	0,02	0,03	0,00	0,00
(C_l,C_d,logK)	0,01	0,00	0,03	0,01	0,00	0,00	0,01	0,02
(DTI,C_l,C_d,logK)	-0,01	0,00	0,00	0,01	0,01	0,00	0,00	0,00

Onshore:

Tabel 11-10. Relativ ændring i levetidsforbruget forårsaget af karakteristiske usikkerheder i de analyserede inputvariable.

	σ_1	σ_2	σ_3	σ_4	σ_5	σ_6	σ_7	σ_8
Primær effekt								
DTI	0,10	0,02	0,27	0,09	0,05	0,04	0,10	0,10
C_l	-0,07	0,01	0,01	0,01	-0,07	-0,09	-0,06	-0,08
C_d	0,05	0,01	0,25	0,01	0,10	-0,15	0,05	0,06
logK	0,40	0,37	1,14	0,86	0,36	0,31	0,39	0,38
Koblingseffekter								
(DTI,C_l)	-0,03	0,02	-0,06	0,09	0,06	0,01	-0,02	0,05
(DTI,C_d)	-0,10	0,00	-0,17	-0,01	0,02	0,07	-0,08	-0,07
(DTI,logK)	0,02	0,00	0,08	0,03	0,01	0,01	0,02	0,02
(C_l,C_d)	0,03	0,01	0,03	0,03	0,09	0,24	0,03	0,06
(C_l,logK)	-0,01	0,00	0,00	0,00	-0,01	-0,01	-0,01	-0,01
(C_d,logK)	0,01	0,00	0,07	0,00	0,02	-0,02	0,01	0,01
(DTI,C_l,C_d)	0,06	0,01	0,24	0,02	0,08	0,17	0,04	0,03
(DTI,C_l,logK)	0,00	0,00	-0,02	0,03	0,01	0,00	0,00	0,01
(DTI,C_d,logK)	-0,02	0,00	-0,05	0,00	0,00	0,01	-0,01	-0,01
(C_l,C_d,logK)	0,00	0,00	0,01	0,01	0,01	0,04	0,00	0,01
(DTI,C_l,C_d,logK)	0,01	0,00	0,07	0,01	0,01	0,03	0,01	0,00

*usikkerheden i design-
lasterne stammer
overvejende fra usik-
kerhed i beskrivelsen
af materialernes ud-
mattelsesegenskaber*

*usikkerhedseffekten
hidrørende fra
laminater er mere
udtalt end fra stål*

*forskelle i onshore
hhv. offshore tilfælde
manifesterer sig pri-
mært i tårnlasterne -
dette resultat kan være
influeret af en util-
strækkelig grad af
konvergens i udmat-
telsesmålet*

For såvidt angår de primære effekter fremgår det klart at usikkerheden i de analyserede levetidsestimater helt overvejende stammer fra usikkerheden i beskrivelsen af materialernes udmattelsesegenskaber. Effekterne hidrørende fra usikkerheder i fastlæggelsen af profilkarakteristika, samt fra usikkerhed i DTI, er noget mindre, og disse effekter er endvidere af nogenlunde samme størrelsesorden (for såvel blad- som tårnlaster).

Det er ydermere karakteristisk, at effekten på levetidsestimaterne hidrørende fra usikkerheden i materialernes udmattelseseffekter (som forventet) er nogenlunde invariant i forhold til belastningssituationen (vindregime, offshore/-onshore), men til gengæld afhænger dramatisk af det konkrete materiales (usikkerheds-) karakteristika; dvs. hvorvidt der er tale om stål eller om glasfiberlaminat. Det er tydeligt at effekten på usikkerheden i levetidsestimaterne hidrørende fra usikkerheden i udmattelseskarakteristika er langt større for glasfiberlaminater end for stål, hvilket skyldes at udmattelsesparametrene for glasfiberlaminatet, i tilgift til den naturlige variabilitet, indeholder statistisk usikkerhed.

Der synes ikke at være væsentlig forskel i usikkerheden på levetidsestimaterne, knyttet til hhv. onshore og offshore tilfældet, for bladudmattelseslasterne svarende til det totale lastspektrum, mens der for tårnudmattelseslasterne kan spores nogen forskel. Her er den mest iøjnefaldende forskel en noget større effekt på usikkerheden i tårnbundlasterne stammende fra usikkerheden på DTI i offshore tilfældet sammenlignet med onshore tilfældet. Tendensen til større resulterende usikkerhed i levetidsestimater, hidrørende fra usikkerheden i DTI, for offshore situationen sammenlignet med onshore situationen er generel og forventelig, idet den relative usikkerheden på DTI simpelthen er størst for offshore situationen (jf. Figur 11-2 og Figur 11-3).

Forskellen i usikkerheden på levetidsestimaterne knyttet til tårnlasterne for hhv. onshore og offshore tilfældet var ikke apriori forventet og kan skyldes utilstrækkelig grad af konvergens i de tilgrundlæggende levetidsestimater (selv ved anvendelse af midlede estimater baseret på 6 forskellige seed's for hver eneste belastningssituation). I [11-11] er det anskueliggjort at usikkerheden på beregnede ækvivalentmomenter generelt er større for tårnlaster end for bladlaster - dette gælder i særlig grad for vindregimer karakteriseret ved høj middelvindhastighed som ofte dominerer det totale lastspektrum. I forhold til analysen i [11-11] opereres i det foreliggende tilfælde med levetidsestimater i stedet for ækvivalentmomenter, og den beregningsmæssige usikkerhed på levetidsestimaterne må, alt andet lige, forventes at være større end usikkerheden på ækvivalentmomenter¹. I tilgift hertil opererer vi i den foreliggende analyse med differenser i levetidsestimater hvilket yderligere forøger den beregningsmæssige usikkerhed. På den anden side involverer den skitserede analyse andre midlinger end midlingen over 6 seed's for hver belastningssituation, idet TLFM (for de primære effekters vedkommende) er baseret på gennemsnitseffekten af 8 estimater. Herudover er det totale lastspektrum fremkommet som et (vægtet) middel af 3 individuelle lastsituationer. Den resulterende beregningsmæssige usikkerhed i de fastlagte usikkerheder på (tårn) levetidsestimaterne er styret af ovennævnte faktorer, og en kvantificering af denne bør foretages, hvilket dog ikke har været muligt inden for nærværende projekts rammer.

Hvad angår de analyserede vindregimer så spores der forskelle disse imellem - det har dog ikke været muligt at identificere en systematisk afhængighed af usikkerheden på levetidsestimaterne som funktion af stigende middelvindhastighed.

¹ Sammenhængen mellem ækvivalentmoment og udmattelsesforbrug er populært sagt givet ved en potenslov med en potens væsentlig større end 1.

Endelig afspejler resultaterne (forventelige) kvalitative træk. Flaplasterne ses således at være langt mere følsomme overfor usikkerheder i parametre som relaterer til de aerodynamiske laster (DTI, Cl , Cd) end kantlasterne som i langt højere grad er domineret af gravitationslaster.

I tilgift til resultaterne vedrørende de primære effekter giver analysemetoden også oplysninger om hvorvidt de undersøgte usikkerheder er additive i forhold til den resulterende usikkerhed i det valgte udmattelsesmål. Såfremt dette ikke er tilfældet kan interaktionen mellem disse enkelt kvantificeres baseret på de beregnede krydskorrelationer.

Som det fremgår er koblingseffekterne ikke neglige selv om de generelt er mindre end de primære effekter. Koblingseffekterne er nogenlunde af samme størrelsesorden for tårnlaster og for bladlaster, og for bladlasternes vedkommende er koblingseffekterne mindre dominerende for kantbelastning end for flapbelastning.

*koblingseffekter
er generelt ikke
negligible*

11.5 Konklusion

Med baggrund i en række simplificerende antagelser er der foretaget en analyse af usikkerheden på opstilling af lastgrundlag, for såvidt angår udmattelseslaster, hidrørende fra 4 centrale inputparametre. Analysen er baseret på en stor moderne 3-bladet aktivt stall reguleret vindmølle for hhv. en onshore- og en offshore situation, og undersøgelsens resultater må som udgangspunkt regnes for at være specifikke for denne mølle (og for de betragtede belastningssituationer), selvom tilsvarende analyser af sammenlignelige møller (størrelse, koncept) formentlig vil give nogenlunde samme resultater.

På baggrund af den gennemførte analyse kan det konkluderes at:

- Usikkerheden i materialernes udmattelsesegenskaber er den dominerende faktor hvad angår usikkerheden i levetidsestimater og at effekten herfra er ganske betydelig;
- Usikkerheden i levetidsestimater, hidrørende fra usikkerheder i materialernes udmattelsesegenskaber, afhænger ikke hverken af lasttype (σ_i) eller af lastsituation (vindregime, offshore/onshore) men udelukkende af det konkrete materiale;
- Usikkerhederne i levetidsestimatet hidrørende fra usikkerhederne i den aerodynamiske belastning (dvs. stammende fra usikkerheder i DTI, Cl , Cd) er nogenlunde af samme størrelsesorden og de er ikke neglige;
- Usikkerheden på de betragtede designlaster er ikke additiv i f.h.t. usikkerheden på udvalgte inputparametre.

Usikkerheden i materialernes udmattelsesdata består generelt af naturlig variabilitet samt statistisk usikkerhed. Hvad angår stål er den statistiske usikkerhed forsvindende, mens den for glasfiber laminater er betydelig. En mulighed for reduktion af usikkerheder i levetidsestimater er derfor at etablere et bedre kendskab til glasfiberlaminaters udmattelsesegenskaber.

For såvidt angår usikkerheden i lastgrundlaget stammende fra usikkerheder i de aerodynamiske laster er der mulighed for at mindske disse ved dels at operere med et stort antal statistiske frihedsgrader ved fastlæggelsen af DTI, dels ved at forbedre metoderne til fastlæggelsen af de aerodynamiske profilkarakteristika.

Sammenfattende må det siges at selv gennemførelse af ovennævnte tiltag vil efterlade en betydelig usikkerhed i lastgrundlaget forårsaget af den iboende naturlige variabilitet i materialernes udmattelsesegenskaber. Med mindre der skiftes til nye/andre materialer (med væsentlig reduceret naturlig variabilitet i ud-

mattelsesegenskaberne) vil et detaljeret kendskab til effekten på usikkerheden i levetidsestimater, hidrørende primært fra usikkerheden i materialernes udmattelseskarakteristika, være af væsentlig betydning for et optimeret/pålideligt design. Et sådant detaljeret kendskab bør inkludere en vurdering af den resulterende beregningsmæssige usikkerhed knyttet til bestemmelsen af usikkerhederne på levetidsestimaterne.

11.6 Referencer

- [11-1] Box, G.E.P. et al.(1978). Statistics for Experimenters - An Introduction to Design, Data Analysis, Data Analysis, and Model Building. John Wiley & Sons.
- [11-2] Larsen, G.C.. Design Turbulence Uncertainty - an Analytic Approximation (to appear).
- [11-3] Draft IEC 61400-1, Ed. 2 (1998). Wind Turbine generator Systems - Part 1: Safety requirements. International Electrotechnical Commission (unpublished).
- [11-4] Larsen, G.C., Hansen, A.M., Madsen, H.Aa, Fuglsang, P., og Bak, C. Usikkerhed på profildata (under udarbejdelse).
- [11-5] Christensen, C.J., Ronold, K.O. og Thøgersen, M. (2000). Kalibrering af partielle sikkerhedsfaktorer for udmattelse af vindmøllerotorer. Risø-R-1204 (DA).
- [11-6] Ronold, K.O. (privat kommunikation).
- [11-7] Petersen, J.T. (1990). Kinematically Non-linear Finite Element Model of a Horizontal Axis Wind Turbine. Part 1 and 2. Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark.
- [11-8] Guidelines for Design of Wind turbines (2001). Det Norske Veritas, Copenhagen and Wind Energy Department, Risø National Laboratory.
- [11-9] Echtermeyer, A.T., Engh, B. and Buene, L. (1993). Fatigue of Composite Structures - Influence of Matrix and Fabric. Det Norske Veritas, Report No. 92-2067.
- [11-10] Echtermeyer, A.T. (1994). Fatigue of Glass Reinforced Composites Described by One Standard Fatigue Lifetime Curve. *Proceedings, European Wind Energy Conference, Thessaloniki, Greece, Vol. I*, pp. 391-396.
- [11-11] Thomsen, K. (1998). The Statistical Variation of Wind Turbine Fatigue Loads. Risø-R-1063(EN).

12 Retningslinier for optimeret bladdynamik

– Kenneth Thomsen, Peter Fuglsang, Flemming Rasmussen

12.1 Indledning

I forbindelse med en konkret designproces for en specifik vinge er der udført en række aktiviteter med relation til optimering af vingens strukturdynamiske egenskaber. Samspillet imellem en vinges strukturdynamiske og aerodynamiske egenskaber bestemmer i stor udstrækning belastningen på vingen – og møllen – igennem de aerodynamiske dæmpningsforhold, og det er formålet at benytte den nyeste viden indenfor området til at optimere netop dette samspil.

Af konkrete aktiviteter på den specifikke vinge kan nævnes detaljerede strukturdynamiske beregninger for en række tværsnit i kombination med forskellige bjælkeberegningsmodeller, samt finite-element beregninger af vingen som en skalkonstruktion. Disse analyser sigter mod en afklaring af de strukturdynamiske egenskabers betydning for det aeroelastiske respons (instabilitet, flutter samt generelt lastniveau). Sideløbende med det teoretiske arbejde er planlagt detaljerede strukturelle målinger på vingen (modalanalyse) i forbindelse med eksperimentel verifikation af vingens modale egenskaber, såsom egenfrekvenser, strukturelle dæmpningsforhold og svingningsformer/-retninger. Arbejdet med den specifikke vinge er den primære aktivitet indenfor området og dette foregår i tæt samarbejde med en vingeproducent.

samspillet imellem en vinges struktur- og aerodynamiske egen-skaber er vigtigt

tæt samarbejde med vingeproducent om specifik vinge

12.2 Stall-inducerede svingninger

Som et led i ovennævnte er der udført en række mere grundlæggende studier af betydningen af en vinges svingningsformer for den aerodynamiske dæmpning. I det der normalt kaldes en vinges flapvise svingningsform vil der altid være en komponent af i-planet bevægelse og omvendt vil der i det der normalt betegnes som vingens kantvise svingningsform altid være en ud-af-planet bevægelse. Tidligere undersøgelser har vist, at den kantvise aerodynamiske dæmpning øges ved øget ud-af-planet bevægelse, [12-1].

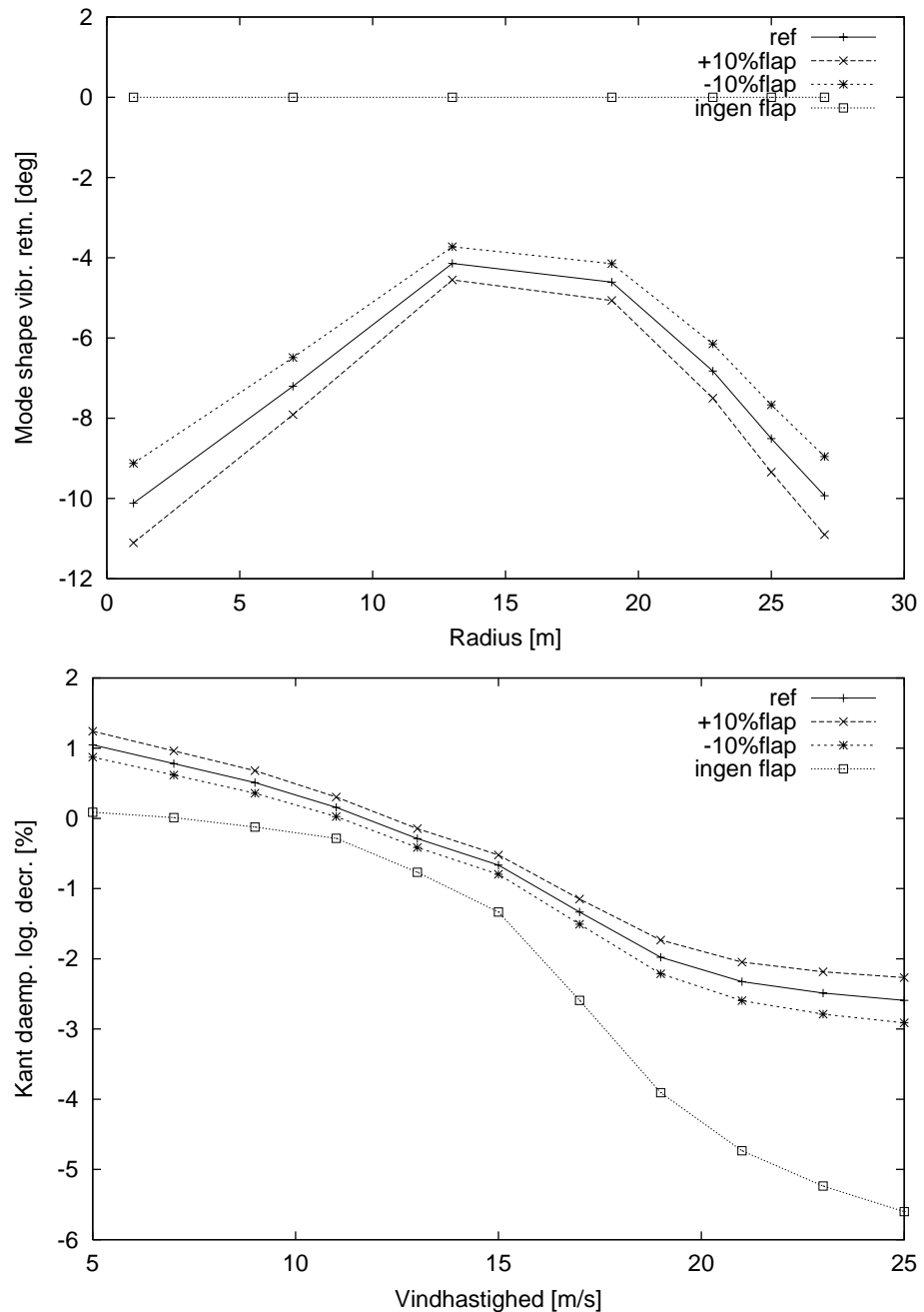
I denne undersøgelse er der fokuseret på disse sekundære komposanter af svingningsformerne. I første omgang betragtes de som uafhængige. Det vil sige at i-planet bevægelsen i den flapvise svingningsform kan ændres uden hensyntagen til ud-af-planet bevægelsen i den kantvist svingningsform. I praksis kan dette være vanskeligt, idet vinklen imellem strukturens hovedsvingningsretninger som regel er tæt på 90 grader. Uden hensyntagen til disse praktiske forhold er det formålet at undersøge, hvordan disse komposanter af svingningsformerne skal se ud for at opnå optimale aerodynamiske dæmpningsforhold i både kant- og flapvis retning.

Der er regnet på en 1 MW stallreguleret mølle med en diameter på 52 m. I første omgang er følsomheden for dæmpning i den kantvise svingningsform undersøgt ved beregninger med henholdsvis mere eller mindre ud-af-planet indhold i forhold til den oprindelige vinges svingningsformer, Figur 12-1. Der er regnet i tre ændrede konfigurationer i forhold til referencevingen (ref). Disse tre er hhv. $\pm 10\%$ flapvis bevægelse samt en ren i-planet svingning. Dette viser – som tidligere undersøgelser – at det er gunstigt for den kantvise dæmpning med

hvordan ser den idéelle modalform ud ?

mere ud-af-planet bevægelse. Konfigurationen med ren i-planet bevægelse har den dårligste dæmpningskarakteristik, mens +10% mere flapindhold viser den højeste dæmpning ved alle vindhastigheder.

det er fordelagtigt for kantvis dæmpning med mere ud-af-planet bevægelse

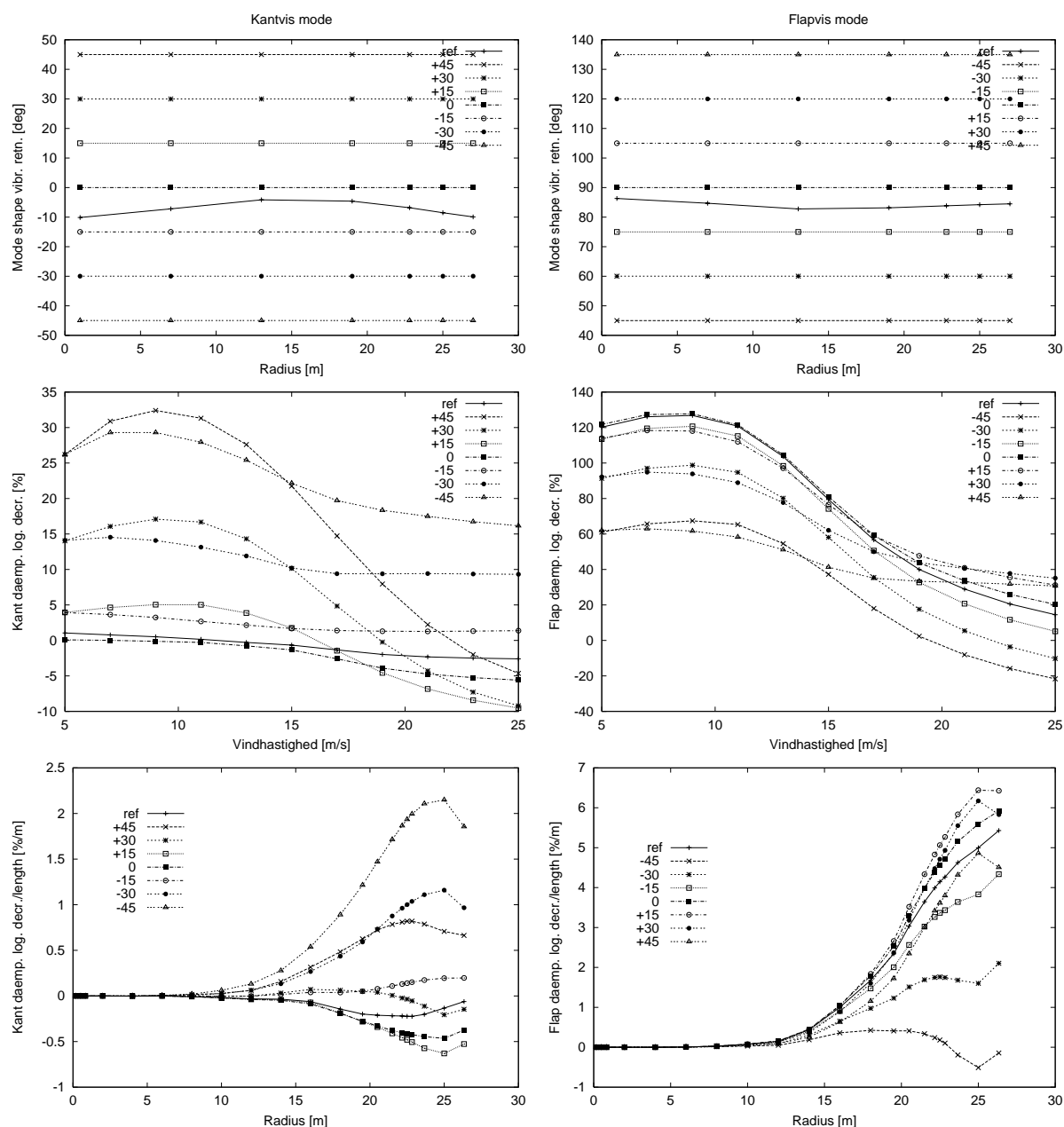


Figur 12-1 Den kantvise dæmpnings følsomhed over for en ændret svingningsform. Øverst er vist svingningsretningen som funktion af radius for fire konfigurationer og nederst er den tilhørende totale dæmpning vist som funktion af vindhastigheden.

... men hvor meget ?

Herefter er et større interval af svingningsretningens variation undersøgt. Til dette formål er defineret simplificerede svingningsformer, som har en konstant svingningsretning som funktion af radius. Denne konstante svingningsretning er varieret fra -45° til $+45^\circ$ omkring henholdsvis i-planet og ud-af-planet retnin-

gerne, Figur 12-2. I denne figur betegner 0 grader en ren i-planet svingning og 90 grader en ren ud-af-planet svingning.



Figur 12-2 Aerodynamisk dæmpning i henholdsvis kantroretning (venstre) og flaproretning (højre). Øverst er vist de simplificerede svingningsformer, i midten er vist den resulterende totale dæmpning og nederst er vist dæmpningen som funktion af radius ved 19 m/s.

Dæmpningen i de to svingningsformer udviser en stor variation med vindhastigheden. Den optimale kurve i kantroretning er for svingningsretningen -45 grader og for flaproretning omkring +45 grader. Det vil sige, at den optimale svingningsretning er sammenfaldende for de to retninger, hvilket ikke er overraskende, da undersøgelsen svarer til en optimering af en vinge, der kan bevæge sig i en vilkårlig retning. Resultatet er, at den optimale retning i begge tilfælde bliver ens. En numerisk optimering af svingningsretningen som funktion af radius har vist, at der tilsyneladende ikke er store gevinster ved at lade retningen variere ud langs vingen. Dette kan også ses i Figur 12-2 nederst, hvor det er

45° ud-af-planet bevægelse er optimalt for både flap og kant

den optimale svingningsretning er konstant langs vingen

mølledynamikken kan inddrages på en hensigtsmæssig måde

vist, at det er samme svingningsretning, der er optimal hele vejen ud langs vingen.

I praksis vil det naturligvis være vanskeligt at opnå sammenfaldende svingningsretninger, idet vinklen imellem disse vil være omkring 90 grader. Det anses dog som en mulighed at opnå en lignende effekt ved at designe møllens øvrige dynamik på en hensigtsmæssig måde. Frekvensen for flapvise og kantvise svingninger vil være forskellig og dette kan udnyttes til kobling med møllens andre svingningsformer på en fordelagtig måde. Derved kan der muligvis opnås optimale svingningsretninger for den samlede konstruktion ved både flapvise og kantvise svingninger. Forskellen imellem en vinge betragtet alene og monteret på en mølle fremgår af afsnit 9.

12.3 Referencer

- [12-1] Petersen, J. T. et al. (1998). *Prediction of Dynamic Loads and Induced Vibrations in Stall*. Risø-R-1045(EN)

13 Samlet oversigt over publiceret materiale fra projektet

13.1 Tidsskriftartikler

Mikkelsen, R., Sørensen, J.N. and Shen, W.Z. (2001) *"Modelling and Analysis of the Flow Field around a Coned Rotor"*. Submitted to J. Wind Energy.

Shen, W.Z., Michelsen, J.A. and Sørensen, J.N. (2001) *"Improved Velocity-Pressure Coupling on Collocated Grids"*. Accepted for publication in AIAA Journal.

Shen W.Z. and Sørensen, J.N. (2001) *"Aeroacoustic Modelling of Turbulent Airfoil Flows"*. AIAA Journal, vol. 39, no. 6, pp. 1057--1064.

Sørensen, J.N. and Nygreen, P.J. (2001) *"Unsteady Vorticity - Streamfunction Algorithm for External Flows"*. Computers and Fluids, vol. 30, no. 1, pp. 69--87.

Sørensen, J.N. and Shen, W.Z. (2001) *"Numerical Modelling of Wind Turbine Wakes"*. Accepted for publication in J. of Fluids Engineering.

13.2 Konferenceindlæg/posters

Bak, C., Madsen, H.A., Johansen, J., *"Influence from Blade-Tower Interaction on Fatigue Loads and Dynamics"*, European Wind Energy Conference and Exhibition, Copenhagen, Denmark, 2-6 July 2001. (Poster and paper)

Bak, C., Fuglsang, P., *"Modification of the NACA 63-415 Leading Edge for Better Aerodynamic Performance"*, AIAA-2001-0029, AIAA-2001 Conf., Reno, 8-11 January 2001. (Oral presentation and paper)

Bak C. Madsen H.A. ,Johansen, J., *"Influence from Blade-Tower Interaction on Fatigue Loads and Dynamics"*. European Wind Energy Conference 2001, 2-6 July, 2001, Copenhagen, Denmark.

Fuglsang, P., 2000, *"Design and Verification of the RISØ-A1 Airfoil Family for Wind Turbines"*, Proc. 39th Aerospace Sciences Meeting, AIAA 2001-0028, Reno, Nevada, USA, January 2001.

Gaunaa, M., Sørensen, J.N. and Jensen, A.G. (2001) *"Experimental Investigation of Airfoil Subject to Harmonic Edge and Spanwise Movement"*. To appear in the Proc. of the 2001 European Wind Energy Conference and Exhibition, Copenhagen, Denmark, 4 p.

Hansen, M.H., Thomsen, K. & Petersen, J.T., *"Rotor Whirling Modes and The Relation to Their Aerodynamic Damping"*, 2001 European Wind Energy Conference and Exhibition, Copenhagen, 2-6 July, 2001.

Hansen, M.H. & Petersen, J.T., *"Flutter phenomena in wind turbines"*, 20th International Congress of Theoretical and Applied Mechanics, Chicago, 27 August - 2 September, 2000.

Hansen, M.H., *"Stall-inducerede svingninger af vindmøllerotorer"*, 8. interne DCAMM symposium, Örenäs Slott, Sverige.

Johansen J, Sørensen N.N. *"Application of Detached-Eddy Simulation on Airfoil Flows"*, IEA Joint Action, Aerodynamics of Wind Turbines, 14th Symposium, Boulder, December, 2000.

Johansen, J., Sørensen N.N., Michelsen J.A. *"Detached-Eddy Simulation of Flow around the S809 Airfoil"*. European Wind Energy Conference 2001, 2-6 July, 2001, Copenhagen, Denmark

Johansen, J., Sørensen N.N., Hansen M.O.L. *"CFD Vortex Generator Model"*. European Wind Energy Conference 2001, 2-6 July, 2001, Copenhagen, Denmark.

Mikkelsen, R. and Sørensen, J.N. (2000) *"Yaw Analysis using a Numerical Actuator Disc Model"*. 14th IEA Symposium on the Aerodynamics of Wind Turbines, Boulder, 4-5 December, 2000, pp. 53--60.

Mikkelsen, R., Sørensen, J.N. and Shen, W.Z. (2001) *"Yaw Analysis using a 3D Actuator Line Model"*. To appear in the Proc. of the 2001 European Wind Energy Conference and Exhibition, Copenhagen, Denmark, 4 p.

Shen, W.Z., Michelsen, J.A. and Sørensen, J.N. (2001) *"Aero-acoustic Modeling of Low Mach-number Flows"*. To appear in the Proc. of the 2001 European Wind Energy Conference and Exhibition, Copenhagen, Denmark, 4 p.

Sørensen, J.N. and Shen, W.Z. (2000) *"Modelling of Aerodynamically Generated Noise"*. 14th IEA Symposium on the Aerodynamics of Wind Turbines, Boulder, 4-5 December, 2000, pp. 41--48.

Sørensen, J.N. and Mikkelsen, R. (2000) *"On the Validity of the Blade Element Momentum Theory"*. To appear in the Proc. of the 2001 European Wind Energy Conference and Exhibition, Copenhagen, Denmark, 5 p.

Thomsen, K., Petersen, J.T., Hansen, M.H. & Nim, E., *"Experimental Investigation of Aerodynamic Damping"*, 2001 European Wind Energy Conference and Exhibition, Copenhagen, 2-6 July, 2001.

13.3 Rapporter

Bak, C., Fuglsang, P., Johansen, J., Antoniou, I., *"Wind Tunnel Tests of the NACA 63-415 and a Modified NACA 63-415 Airfoil"*, Risø-R-1193(EN), Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark, 2000.

F. Bertagnolio, N.N. Soerensen, J. Johansen, P. Fuglsang, *"Wind Turbine Airfoil Catalogue"*, Riso-R-1280(EN), July 2001.

F. Bertagnolio, N.N. Soerensen, J. Johansen, *"Status for the Two-Dimensional Navier-Stokes Solver EllipSys2D"*, Riso-R-1282(EN), July 2001.

Hansen, M.H., "*Anisotropic damping of Timoshenko beam elements*", Risø-R-1267(EN).

Larsen, G.C.. "*Design Turbulence Uncertainty - an Analytic Approximation*" (to appear).

Larsen, G.C., Hansen, A.M., Madsen, H.AA, Fuglsang, P., og Bak, C. "*Usikkerhed på profildata*" (under udarbejdelse).

13.4 Resultatblade

Hansen, M.H., "*Egenfrekvenser for en vindmølle i drift*", Resultatblad AED-RB-14, November, 2000.

13.5 Foredrag

Hansen, M.H., "*The Wind Turbine - an aeroelastic Challenge*", Lecture at the School of Mechanical Engineering, Purdue University, 5 September, 2000.

Madsen, H.A. Hansen, M.H. "*Forskning i Aeroelasticitet*". Foredrag på Alborg Universitet onsdag d. 4. april 2001.

Bibliographic Data Sheet**Risø-R-1272(DA)**

Title and authors

Aeroelastic Research Programme EFP-2000**Edited by Helge Aagaard Madsen**

ISBN	ISSN
87-550-2891-8	0106-2840
87-550-2892-6 (Internet)	
Department or group	Date
VEA-AED	July 2001
Groups own reg. number(s)	Project/contract No(s)
	ENS-1363/00-0007

Sponsorship

The Danish Ministry of Energy

Pages	Tables	Illustrations	References
110	9	73	63

Resume (max. 2000 characters)

The report presents the main results achieved within "Program for forskning i aeroelasticitet EFP-2000), which is a project carried out in collaboration between Risø, DTU and the wind turbine industry. The project period has been 2000-2001 and it is the fourth period of a five years research program on aeroelasticity initiated in 1997. Within the present period the project has comprised the following six milestones:

- a. status on 2D and 3D CFD computations
- b. implementation of improved aerodynamic and structural sub models in the aeroelastic codes FLEX4 and HAWC
- c. design of an airfoil family with high maximum lift
- d. determination of the potential in prediction of dynamic stability
- e. analysis of the uncertainty in computation of design loads
- f. guidelines for optimised blade dynamics

Within the project important results have been obtained and in particular within the following three main areas: 1) verification, development and application of 2D and 3D CFD computation on airfoils and rotors; 2) dynamic stability of a complete wind turbine structure; 3) importance of non-linearity's related to big blade deflections.

The development of rotor computations with the 3D CFD code EllipSys3D has been an important research area since the start of the aeroelastic research programme in 1997, where initial results of 3D computations on a rotor were presented. However, first within the present project a verification of these 3D rotor computations has been possible. A blind test of rotor codes was carried out by NREL in USA using experimental data from a comprehensive wind tunnel experiment on a 10 m rotor. Out of about 20 different codes EllipSys3D gave results with the best correlation with the experimental data and in particular the 3D effect on the airfoil characteristics was well predicted.

Within the research area on dynamic stability a simple, linear structural model has been developed enabling the computation of a Campbell diagram within a few seconds. Such a diagram illustrates the rotor modes during operation and is an important input to a complete dynamic stability analysis.

A new structural model has been developed in order to investigate the importance of non-linearities caused by big blade deflections. Initial results show that a blade loaded flapwise has a slightly higher flapwise stiffness compared with the stiffness computed by a linear model.

Besides the results within the three main research areas mentioned above important results have been obtained within other areas as e.g. the airfoil design. The models for airfoil optimisation and design have been further developed and using these tools three new airfoils with a thickness of 18%, 24% and 30% have been designed. They all show improved characteristics compared with typical used airfoils for wind turbine blades such as NACA and FFA airfoils.

Descriptors INIS/EDB

HORIZONTAL AXIS TURBINES, AERODYNAMICS; ELASTICITY; VIBRATIONS; WIND LOADS; YAW; STALL; AIRFOILS; TURBINE BLADES; CONTROL; ROTORS

Available on request from Afdelingen for Informationsservice, Forskningscenter Risø,
(Afdelingen for Informationsservice, Forskningscenter Risø), P.O.Box 49, DK-4000 Roskilde, Denmark.
Telephone +45 4677 4004, Telefax +45 4677 4013